

**Modellierung von
Karbonatisierung und Chloridbindung
zur numerischen Analyse der
Korrosionsgefährdung der
Betonbewehrung**

Alexander Steffens

**Institut für Statik
Technische Universität Braunschweig**

Bericht Nr. 2000-90

Modellierung von Karbonatisierung und Chloridbindung zur numerischen Analyse der Korrosionsgefährdung der Betonbewehrung

vom Fachbereich für Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig
zur Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Alexander Steffens

aus Bremen

Eingereicht am	3. April 2000
Mündliche Prüfung am	19. Mai 2000

Berichter	Prof. Dr.-Ing. D. Dinkler
	Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann
Prüfer	Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. H. Duddeck

Braunschweig 2000

ISBN 3-926031-92-1

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. D. Dinkler, Prof. Dr.-Ing. H. Ahrens

© Institut für Statik, Technische Universität Braunschweig, 2000

Kurzfassung

Schäden an Stahlbetonbauteilen sind häufig auf die Korrosion des Bewehrungsstahls durch Karbonatisierung des Betons und eindringende Tausalze zurückzuführen. Das hier entwickelte Modell beschreibt Transport, Speicherung und chemische Reaktion der für die Stahlkorrosion entscheidenden Einflußgrößen in Beton. Es erfaßt Temperatur, Feuchte, Karbonatisierung und Salze. Die Modellgleichungen werden mit einem leistungsfähigen numerischen Berechnungsverfahren gelöst. Zusammen mit den der Literatur entnommenen Grenzwerten für die Einflußgrößen ermöglicht das Modell die Prognose und Bewertung der Korrosionsgefährdung von Stahlbetonbauteilen.

Abstract

Damage of reinforced concrete structures is mainly due to corrosion of steel reinforcements caused by carbonation of the concrete and penetrating salts used as deicing agents. The developed numerical model describes transport, retention and reaction of the relevant state variables with respect to steel corrosion. It takes into account temperature, moisture, carbonation and salts. The model is analysed by means of an efficient numerical method. Together with threshold values taken from literature it renders possible the evaluation of the corrosion risk of reinforced concrete structures.

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	III
1 Einleitung	1
1.1 Stand des Wissens	2
1.2 Zielsetzung der Arbeit	3
2 Transportmodell für poröse Medien	5
2.1 Porosität	5
2.2 Wärme- und Feuchtehaushalt	7
2.2.1 Wärmehaushalt	7
2.2.2 Feuchtehaushalt	8
2.2.3 Kopplung von Wärme- und Feuchtehaushalt	14
2.3 Feuchtespeicherfunktion	15
2.3.1 Hygroskopischer Bereich	17
2.3.2 Überhygroskopischer Bereich	18
2.3.3 Modell-Formulierung	18
2.4 Schadstoffhaushalt	21
2.4.1 Kohlendioxid	23
2.4.2 Salze	24
2.5 Feuchtespeicherfunktion bei Salzbelastung	26
3 Sorption und Reaktion von Schadstoffen	31
3.1 Zementchemie	32
3.2 Karbonatisierung	34
3.2.1 Chemische Reaktion	34
3.2.2 Modell-Formulierung	36
3.3 Chloridbindung	39
3.3.1 Chemische Reaktion und sorptive Bindung	40
3.3.2 Modell-Formulierung	41

4	Bewertung der Korrosionsgefährdung	45
4.1	Mechanismen der Metallkorrosion	45
4.2	Bewertungskriterien	47
5	Numerische Umsetzung	55
5.1	Zusammenstellung der Modellgleichungen	56
5.2	Integrale Formulierung	58
5.3	Finite Übersetzung in Raum und Zeit	60
5.4	Wichtungsfunktionen	63
5.5	Konsistente Linearisierung	65
5.6	Ablösung innerer Zustandsgrößen	66
6	Verifikation des Modells an Experimenten	69
6.1	Versuch zur Temperatur-Feuchte-Kopplung	69
6.2	Karbonatisierung	73
6.2.1	Versuche zur Karbonatisierung	78
6.2.2	Karbonatisierungstiefen alter Bausubstanz	81
6.3	Transport und Bindung von Chlorid	82
6.3.1	Versuch zum konvektiven Chloridtransport	83
6.3.2	Versuch zur Chloridbindung	85
7	Anwendungsbeispiele	89
7.1	Karbonatisierung eines schlanken Betonbauteils	89
7.2	Tausalzeinwirkung auf eine Stahlbetonwanne	94
8	Zusammenfassung	101
	Summary	103
	Sommario	105
	Literaturverzeichnis	107
	Normen	113
A	Modellparameter	115
B	Witterungsdaten	123
C	Betonzusammensetzungen	125

Bezeichnungen

Allgemeine Notationen

d	Differential
∂	partielle Ableitung
div	Divergenzbildung nach $\nabla \cdot$
grad	Gradientenbildung nach $\nabla \otimes$
Δ	Zuwuchs im Zeitinkrement
$d\Delta$	iterative Verbesserung des Zuwuchses im Zeitinkrement
$(\dot{})$	Zeitableitung, Rate
$(\bar{})$	vorgegebene Größe
(\sim)	diskreter Wert am Elementknoten

Skalare

c	Kapazität
D	Diffusionskoeffizient
KG	Karbonatisierungsgrad
M	molare Masse
p	Partialdruck
q	Randstrom
Q	Quelle
r	Verdampfungsenthalpie
r_K	Kapillarradius
R	universelle Gaskonstante
s	umlaufende Randkoordinate
T	Temperatur in KELVIN
w	Wassergehalt
z	Zementgehalt
α_{ii}	Übergangskoeffizient
γ	Salzgehalt
γ_{Cl}	Chloridgehalt
Γ	Rand

δ	Randwinkel
ε	Emissivität
ζ	normierte Zeitkoordinate
η	lokale Raumkoordinate
ϑ	Temperatur
τ	Schadstoffgehalt
κ	Kohlendioxidgehalt
μ	Diffusionswiderstandszahl
ν	Kollokationsstelle
ξ	lokale Raumkoordinate
ρ	Dichte
σ	STEFAN/BOLTZMANN-Konstante
φ	Porenfeuchte
ψ	Porosität
ω	Oberflächenspannung
Ω	Gebiet

Vektoren

∇	Nabla-Operator, Gradient
\boldsymbol{n}	Normalenvektor
\boldsymbol{q}	Stromdichte
\boldsymbol{x}	Ortsvektor
\boldsymbol{z}	Zustandsgrößenvektor
$\boldsymbol{\theta}$	Vektor der Ansatzfunktionen in der Zeit
$\boldsymbol{\phi}$	Vektor der Ansatzfunktionen im Raum

Matrizen

\mathbf{D}	Matrix der Diffusionskoeffizienten
\mathbf{I}	Einheitsmatrix
\mathbf{J}	Jacobimatrix
$\boldsymbol{\lambda}$	Leitfähigkeitsmatrix

Indizes

C	Salz
Cr	gebundenes Salz
H	Feuchte
K	Kohlendioxid
Kr	gebundenes Kohlendioxid

S	Schadstoff
T	Temperatur

Tiefgestellt

∞	Umgebung
0	Ausgangszustand
B	Beton
Cl	Chlorid
f	flüssig
g	gasförmig
KG	Karbonatisierungsgrad
Lsg	Lösung
n	in Normalenrichtung
r	gebunden, reagiert
s	gesättigt
tr	trocken
W	Wasser

Hier nicht aufgeführte sowie abweichende Größen sind im Text definiert.
 Dezimalzahlen sind mit Punkt notiert.

1 Einleitung

Bauwerke müssen für die ihnen zugedachten Zwecke gebrauchstauglich sein. Daraus folgen Anforderungen nicht nur an die Tragfähigkeit und die Funktionstüchtigkeit, sondern auch an die Dauerhaftigkeit des Bauwerkes. Der Begriff Dauerhaftigkeit bezeichnet dabei die Erhaltung der wesentlichen Eigenschaften wie Tragfähigkeit und Funktionstüchtigkeit während der gesamten Nutzungsdauer. Instandsetzungsmaßnahmen an nicht ausreichend dauerhaften Bauwerken können erhebliche Kosten verursachen. Die Dauerhaftigkeit ist daher von entscheidender Bedeutung für die wirtschaftliche Bewertung eines Bauvorhabens und bei seiner Planung zu berücksichtigen.

Stahlbetonkonstruktionen gelten im allgemeinen als wartungsfrei. Die Dauerhaftigkeit von Stahlbeton kann aber durch ungeeignete Materialien und Konstruktionen sowie fehlerhafte Verarbeitung oder durch äußere Einwirkungen beeinträchtigt werden. Im Gegensatz zur reinen Tragfähigkeit ist die Dauerhaftigkeit im Entwurfsprozeß sehr schwer zu erfassen. Trotz umfangreicher Richtlinien für Konstruktion und Herstellung von Stahlbetonbauteilen sowie für Zusammensetzung und Verarbeitung von Beton treten immer wieder vermeidbare Schadensfälle auf. Ein Großteil der Schäden ist statistischen Analysen zufolge auf die Korrosion der Stahlbewehrung durch Witterungseinflüsse und chemischen Angriff zurückzuführen. Die experimentelle Untersuchung der Schadensmechanismen ist aufwendig und aufgrund der niedrigen Geschwindigkeit der im Beton ablaufenden Prozesse langwierig.

Eine numerische Simulation der Schädigungsprozesse ist sowohl für die Planung als auch für Analysen bestehender Bausubstanz wünschenswert. Sind numerische Modelle für die Simulation von Schädigungsvorgängen entwickelt und experimentell abgesichert, so können sie leicht auf große Strukturen und verschiedene Einwirkungskombinationen angewendet werden. Damit ist eine Abschätzung der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen schon in der Planungsphase möglich. Für geschädigte Bauteile können nach Analyse des vorhandenen Zustandes Auswirkungen verschiedener Instandsetzungsmaßnahmen simuliert werden.

1.1 Stand des Wissens

Die Dauerhaftigkeit von Stahlbeton ist zunehmend Gegenstand wissenschaftlicher Untersuchungen. Zahlreiche internationale Konferenzen sind diesem Thema gewidmet. Übersichten bieten LACASSE/VANIER [35] und KROPP/HILSDORF [32]. Das COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON [12] gibt Empfehlungen für die Herstellung dauerhafter Betonkonstruktionen. Für die Dauerhaftigkeit sind sowohl die Korrosion der Bewehrung als auch die Zerstörung der Betonstruktur selbst entscheidend. Der Begriff Bewehrung darf sich nicht auf Stahl beschränken, da inzwischen unterschiedlichste Materialien für die Bewehrung von Betonstrukturen Verwendung finden, wie zum Beispiel Glasfasern und Textilien, deren spezifisches Verhalten bei einer Analyse der Dauerhaftigkeit berücksichtigt werden muß. Bisher ist Stahl jedoch noch immer das überwiegend verwendete Bewehrungsmaterial. Für die Korrosion der Stahlbewehrung sind im wesentlichen Karbonatisierung des Betons, Chlorideinwirkung und Risse verantwortlich. Die einzelnen Schädigungsmechanismen sind in der Literatur umfassend dargestellt.

KROPP [31] führt Versuche zur Karbonatisierung von Zementstein unter erhöhter Kohlendioxidkonzentration durch und beschreibt Transportvorgänge und chemische Reaktionen. BIER [4] untersucht neben der Karbonatisierung unter erhöhter Kohlendioxidkonzentration auch die Realkalisierung von Zementstein. Langzeitversuche zur Karbonatisierung von Beton unter natürlichen Umgebungsbedingungen führen THOMAS/MATTHEWS [58] durch. SAETTA [52] entwickelt ein numerisches Modell für die Karbonatisierung unter Berücksichtigung von Temperatur und Feuchte. BUNTE [9] untersucht in umfangreichen Freilandversuchen den Verlust der Dauerhaftigkeit durch Karbonatisierung und entwickelt ein Lebensdauermodell für Außenbauteile aus Stahlbeton.

BRODERSEN [7], GABER [17], GARRECHT [18] und VOLKWEIN [60] führen Versuche zum Transport von Chloriden in Zementstein durch und leiten daraus unterschiedliche Transportmodelle ab. Die Bindung und Reaktion von Chloriden in Zementstein wird experimentell von WOWRA [63], LUNK [39] und GUNKEL [21] untersucht. Die Ermittlung des korrosionsaktiven Chloridgehaltes ist Ziel der Versuche zur Chloridbindung von TANG/NILSSON [56], MÜLLER [41] und TRITTHART [59]. Zur Bestimmung des korrosionsauslösenden Chloridgehaltes messen BREIT/SCHIESSL [5], RAUPACH [47] und SCHIESSL/RAUPACH [53] Elementströme an Betonkorrosionszellen.

Die Beschreibung des Temperatur- und Feuchtehaushaltes poröser Stoffe geht in den Grundlagen auf die Arbeiten von KRISCHER [30], KLOPPER [27] und KIESSL [26] zurück. KÜNZEL [28] und KRUS [33] vereinfachen das Mo-

dell von KIESSL [26], um die Zahl der erforderlichen Materialparameter auf experimentell leicht meßbare Größen zu reduzieren. OBERBECK [44] setzt die Formulierung von KIESSL [26] in ein leistungsfähiges numerisches Berechnungsverfahren um und erweitert das Modell auf die Beschreibung des Schadstofftransportes.

Zum Einfluß von Rissen auf die Korrosion der Stahlbewehrung haben KELLER [25] und NÜRNBERGER/BEUL [43] Versuche durchgeführt. Für die Berechnung der Korrosion mineralischer Baustoffe, also auch des Betons selbst, hat SCHMIDT-DÖHL [55] auf thermodynamischer Basis ein eindimensionales Simulationsmodell entwickelt und an Versuchen verifiziert.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Ziel der Arbeit ist ein numerisches Modell zur Berechnung der räumlichen und zeitlichen Verteilung der für die Stahlkorrosion entscheidenden Einflußgrößen im Beton. Die Kenntnis dieser Verteilung ermöglicht eine Bewertung der Korrosionsgefährdung des im Beton liegenden Bewehrungsstahls. Wesentliche Ursachen der Bewehrungskorrosion sind neben ausreichender Materialfeuchte die Karbonatisierung des Betons und eindringende Chloride.

Grundlage des neuen Modells ist die von OBERBECK [44] entwickelte Beschreibung des instationären Wärme-, Feuchte- und Schadstofftransportes in Beton. Als Schadstoff ist dabei nur Chlorid berücksichtigt. Das vorhandene Modell ist auf die Erfassung von Kohlendioxid als Schadstoff zu erweitern. Bilanzgleichungen und Leitgesetze beschreiben Transport und Speicherung von Wärme, Feuchte und Schadstoffen.

Eindringende Schadstoffe lagern sich im Porenraum an und können mit dem Zementstein chemisch reagieren. Die Berücksichtigung der Reaktionen ist für die Bewertung der Korrosionsgefährdung wesentlich. Im Falle einer Salzbelastung verringert die Bindung der aggressiven Chloridionen die Korrosionsgefährdung, da nur das im Porenwasser gelöste Chlorid den Stahl angreift. Bei der Karbonatisierung erhöht dagegen die chemische Reaktion mit dem Zementstein die Korrosionsgefahr, da sie die passivierende Basizität der Porenwasserlösung verringert. Die Immobilisierung von Chloridionen durch chemische Reaktionen und physikalische Bindung an der Porenoberfläche kann als Sorption zusammengefaßt und mit der an experimentelle Daten angepaßten FREUNDLICH-Isotherme beschrieben werden. Die Entwicklungsgleichung der chemischen Reaktion des Kohlendioxides mit dem Zementstein folgt aus dem ARRHENIUS-Ansatz für die Reaktionsgeschwindigkeit. Zwischen den Transport-, Speicher- und Reaktionsprozessen bestehen starke

Wechselwirkungen, die durch die Kopplung der Bilanzgleichungen zu berücksichtigen sind.

Die Feuchtespeichereigenschaften eines porösen Stoffes werden vollständig durch die Feuchtespeicherfunktion beschrieben. Im Porenraum vorhandene Salze ändern wegen ihrer hygroskopischen Wirkung das Feuchteverhalten des Stoffes. Das Gesetz von **RAOULT** beschreibt die Feuchtespeichereigenschaften salzbelasteter Stoffe im hygroskopischen Feuchtebereich. **OBERBECK** [44] formuliert die Feuchtespeicherfunktion durch eine mit der Fehlerquadratmethode an Meßwerte angepaßte Näherung aus **HERMITE**-Polynomen. Das ist numerisch aufwendig und führt zu Konvergenzproblemen bei der Lösung der Modellgleichungen. Die Feuchtespeicherfunktion ist daher, ausgehend von den physikalischen Mechanismen der Feuchtespeicherung, neu zu formulieren. Um verschiedene poröse Stoffe untersuchen zu können, sollen die Freiwerte der neuen Feuchtespeicherfunktion durch Anpassung an eine möglichst geringe Zahl experimentell bestimmter Meßdaten zu berechnen sein.

Da das Modell praktische Anwendung finden soll, darf es nur eine beschränkte Anzahl von Eingangsparametern haben, die experimentell mit vertretbarem Aufwand bestimmbar sein müssen. Vorhandene Modelle, die Sorptionsprozesse oder chemische Reaktionen beschreiben, sind nicht für Strukturberechnungen ausgelegt. Praktische Berechnungen erfordern die Umsetzung des mathematischen Modells in ein leistungsfähiges und stabiles numerisches Verfahren. Für die räumliche Diskretisierung wird die Finite-Element-Methode (FEM) verwendet. Die Formulierung ist für die Berechnung zweidimensionaler Aufgabenstellungen auszulegen. Mit dem isoparametrischen Ansatzkonzept ist die Berechnung beliebig geformter Strukturen möglich. Das numerische Modell ist durch den Vergleich von Berechnungsergebnissen mit Versuchsdaten zu verifizieren. Dafür ist auf die in der Literatur dargestellten experimentellen Untersuchungen zu thermisch-hygrischen Prozessen, zum konvektiven Chloridtransport, zur Chloridbindung und zur Karbonatisierung zurückzugreifen. Die Anwendungsfähigkeit des Berechnungsverfahrens auf reale Aufgabenstellungen ist an Berechnungen zweidimensionaler Strukturen zu zeigen. In der Literatur angegebene Grenzwerte der verschiedenen Einflußgrößen sollen zusammenfassend dargestellt werden, um die Abschätzung der Korrosionsgefährdung zu ermöglichen.

2 Transportmodell für poröse Medien

Viele Baustoffe sind porös oder durch den Herstellungsprozeß in ihrer Mikrostruktur geschädigt und ermöglichen so Transport und Speicherung von Feuchtigkeit und Schadstoffen. Die Beschreibung dieser Phänomene auf mikroskopischer Ebene erfordert eine genaue Modellierung des Porengefüges mit einer physikalisch korrekten Formulierung der verschiedenen Mechanismen. Für die Berechnung ganzer Bauteile ist dies zu aufwendig und nicht erforderlich, wenn eine makroskopisch-phänomenologische Beschreibung die ablaufenden Prozesse mit ausreichender Genauigkeit abbildet. Diese Arbeit konzentriert sich auf die Untersuchung zementgebundener Werkstoffe, insbesondere auf Beton. Transport- und Speicherphänomene anderer poröser Baustoffe können mit diesem Modell ebenfalls beschrieben werden, indem die Parameter entsprechend angepaßt werden. Das Modell erfaßt nicht die Veränderung der Transportmechanismen durch das Gefrieren des Wassers. Im folgenden werden ausgehend von der Beschreibung der physikalischen Phänomene die problembeschreibenden Differentialgleichungen entwickelt.

2.1 Porosität

Beton ist ein künstlich hergestellter Verbundwerkstoff aus zwei Phasen. Eine Phase ist der Zuschlag, ein Gemenge mineralischer Körner, deren Porosität im allgemeinen vernachlässigt werden kann. Die andere Phase ist das Bindemittel Zementstein, das den Zuschlag zu einer dauerhaften Struktur verbindet. Der Zementstein wird auch als Matrix bezeichnet. Bei der Herstellung des Betons reagiert der Zement mit dem zugegebenen Wasser. Diese Reaktion wird als Hydratation bezeichnet. Kapitel 3 geht auf den chemischen Ablauf näher ein. Während der Hydratation bildet sich ein hochporöses Zementgel. Es ist strukturell ein Filzwerk submikroskopischer Kristalle, die als Gelpartikel bezeichnet werden. Das Zementgel weist zwei Hohlraumssysteme auf, die in Gelporen und Kapillarporen unterschieden werden. Der Wasserzementwert w/z bestimmt im wesentlichen Struktur und Porosität des bei der Hydratation entstehenden Zementsteins. Der Zement kann maximal eine

Wassermenge von 20-25% des Zementgewichtes chemisch binden. Für eine vollständige Hydratation des Frischbetons ist jedoch ein Wasserzementwert von $w/z \geq 0.4$ erforderlich, bei dem sich unter idealen Bedingungen nur Gelporen bilden. Die Kapillarporen entstehen erst bei höheren Wasserzementwerten durch das von der Hydratation nicht verbrauchte Wasser.

Die Größe der Gelporen entspricht ungefähr der Gelpartikelgröße, während die Kapillarporen um einige Zehnerpotenzen größer sind. Nach vollständiger Hydratation ist der mittlere Durchmesser der Gelporen $d_{Gp} \approx 150 \text{ \AA}^1$ und der Kapillarporen $d_{Kp} \approx 150\,000 \text{ \AA}$. Der Durchmesser eines als Kugel idealisierten Wassermoleküls kann als Vergleich zu 2.76 \AA abgeschätzt werden. Auf das in den Gelporen vorhandene Wasser wirken starke Sorptionskräfte. Es ist physikalisch gebunden und erst unter hohen Temperaturen austreibbar. Für die Beschreibung von Transportvorgängen unter normalen Umgebungsbedingungen kann es als fest gebunden angesehen werden.

Die Kapillarporen bilden ein mit steigendem Wasserzementwert zunehmend zusammenhängendes Raumnetz und verursachen die Durchlässigkeit des Zementsteines. In den Kapillarporen vorhandenes Wasser hat eine wesentlich größere Beweglichkeit. Es wird bei Erhitzung des Zementes auf Temperaturen von 105°C ausgetrieben und daher als freies Wasser bezeichnet.

Die Porosität ist durch die volumetrischen Anteile der Phasen bestimmt. Nach ROSTÁSY [49] kann die Kapillarporosität des Zementsteins als Funktion des Hydratationsgrades m zu

$$\psi_{Kp,Z} = \frac{w/z - 0.40\,m}{w/z + 0.32} \quad (2.1)$$

abgeschätzt werden. Die Durchlässigkeit des Betons ist wegen der erhöhten Kontaktzonenporosität zwischen Zuschlag und Zementstein und struktureller Fehlstellen wie Verbundrissen größer als die des Zementsteines.

Neben dem Volumenanteil der Poren hat die Struktur des Porenraumes wesentlichen Einfluß auf die Transport- und Speichereigenschaften des Betons. MENG [40], GARRECHT [18] und GABER [17] entwickeln Porenstrukturmodelle für die Beschreibung von Transportprozessen. Die experimentelle Messung der für diese Modelle erforderlichen Daten über die Porenstruktur ist sehr aufwendig. Ein Berechnungsverfahren zur Abschätzung der Korrosionsgefährdung von Stahlbewehrung im Beton muß einfach meßbare Materialkenngrößen verwenden, um praktisch anwendbar zu sein. Die mikroskopisch korrekte Modellierung der Porenstruktur des Betons ist für ein phänomenologisches Modell nicht erforderlich. Die Porenstruktur kann durch experimentell ermittelte integrale Materialkenngrößen erfaßt werden.

¹Ein ÅNGSTRÖM = $1 \text{ \AA} = 10^{-7} \text{ mm}$

2.2 Wärme- und Feuchtehaushalt

Wärme- und Feuchtehaushalt eines Stoffes beeinflussen sich stark und können daher nur gemeinsam betrachtet werden. Je nach thermisch-hygrischem Zustand des Stoffes werden unterschiedliche Transport- und Speichermechanismen wirksam. Die Zusammenhänge sind umfassend untersucht und in der Literatur dargestellt, unter anderem von KRUS [33], KÜNZEL [28], KIESSL [26], KLOPFER [27] und KRISCHER [30]. Das von OBERBECK [44] hergeleitete Transport- und Speichermodell enthält die von KIESSL entwickelte Beschreibung des Feuchtetransportes. Mit dem Ziel, die Anzahl der Parameter auf meßtechnisch leicht erfaßbare Größen zu reduzieren, entwickelt KÜNZEL aus der Formulierung von KIESSL ein neues Modell zur Beschreibung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportes, für dessen Parameter KRUS Meßtechniken darstellt. Im folgenden sind die Modellgleichungen des gekoppelten Wärme- und Feuchtehaushaltes in zusammengefaßter Form dargestellt. Sie bilden die Grundlage des entwickelten Modells zur Vorhersage der Korrosionsgefährdung.

2.2.1 Wärmehaushalt

In trockenen porösen Körpern kann Wärmeenergie sowohl über reine Wärmeleitung der Matrix als auch über Strahlungsaustausch im Porenraum transportiert werden. Wärmeenergie wird in der Matrix gespeichert. Die Grundlagen der Wärmeleitung und -speicherung poröser Medien sind in der Literatur ausführlich von BAŽANT [2] und [3], LUIKOV [38], PHILAJAVAARA [45] und KRISCHER [30] dargestellt. Der Wärmehaushalt eines porösen Stoffes wird durch die Energiebilanz beschrieben. Sie fordert, daß die Summe aller Energieänderungen eines differentiellen Elementes in Form von Wärme oder Arbeit mit der Umgebung ausgetauscht werden muß. Unter Vernachlässigung der thermomechanischen Kopplungsterme ist die Änderung der spezifischen Wärmeenergie $\dot{\Psi}$ gleich einem Wärmezustrom oder -abfluß aus der Stromdichte \mathbf{q}_T und einer inneren Wärmequelle oder -senke \bar{Q}_T

$$\dot{\Psi} = \bar{Q}_T - \text{div } \mathbf{q}_T. \quad (2.2)$$

Mit der spezifische Wärmekapazität c_B folgt aus der spezifischen Wärmeenergie die Temperatur zu

$$\vartheta = \frac{\Psi}{\rho_B c_B}. \quad (2.3)$$

Für einen trockenen Stoff besteht nach FOURIER eine Proportionalität zwischen der Wärmestromdichte \mathbf{q}_T und dem Gradientenfeld der Temperatur.

Die Matrix der Proportionalitätsfaktoren wird als Wärmeleitfähigkeit $\hat{\lambda}_T$ bezeichnet, es gilt

$$\mathbf{q}_T = -\hat{\lambda}_T \cdot \mathbf{grad} \vartheta. \quad (2.4)$$

Durch Ersetzen der spezifischen Wärmeenergie und der Wärmestromdichte in der Bilanzgleichung (2.2) folgt die Differentialgleichung der Wärmeleitung in einem trockenen Stoff zu

$$\rho_B c_B \dot{\vartheta} - \operatorname{div} \left[\hat{\lambda}_T \cdot \mathbf{grad} \vartheta \right] - \bar{Q}_T = 0. \quad (2.5)$$

Der Temperaturhaushalt eines Körpers strebt ein Gleichgewicht mit den thermischen Umgebungsbedingungen an. Der Körper tauscht über seine Oberfläche Energie mit der Umgebung aus. Aus dem Strahlungsgesetz von STEFAN/BOLTZMANN folgt die normal zur Oberfläche transportierte Wärmeenergie

$$q_{nT}^{\text{Strahlung}} = -\sigma \varepsilon \left(\vartheta^4 - \bar{\vartheta}_\infty^4 \right), \quad (2.6)$$

worin die STEFAN/BOLTZMANN-Konstante σ die Strahlungszahl des schwarzen Körpers ist und die Emissivität ε das Verhältnis der tatsächlichen Strahlungszahl zu σ angibt. Der als Wärmeübergang bezeichnete Wärmeenergieaustausch zwischen einem ruhenden Körper und einem bewegten Medium entsteht durch das Zusammenwirken von Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung. Das Abkühlgesetz von NEWTON formuliert die dadurch normal zur Oberfläche strömende Wärmemenge

$$q_{nT}^{\text{Konvektion}} = -\alpha_u^T \left(\vartheta - \bar{\vartheta}_\infty \right), \quad (2.7)$$

wobei die Wärmeübergangszahl α_u^T von Temperatur, Oberflächenbeschaffenheit des Körpers, umgebendem Medium und seiner Strömungsgeschwindigkeit abhängt.

2.2.2 Feuchtehaushalt

Feuchte wird in porösen Stoffen nur im Porenraum transportiert und gespeichert. Je nach Porenstruktur, Aggregatzustand des Wassers und Ursache werden unterschiedliche Transportmechanismen wirksam. Bild 2.1 zeigt eine schematische Übersicht der möglichen Transportphänomene in porösen Stoffen, die in KIESSL [26] und OBERBECK [44] ausführlich erklärt sind.

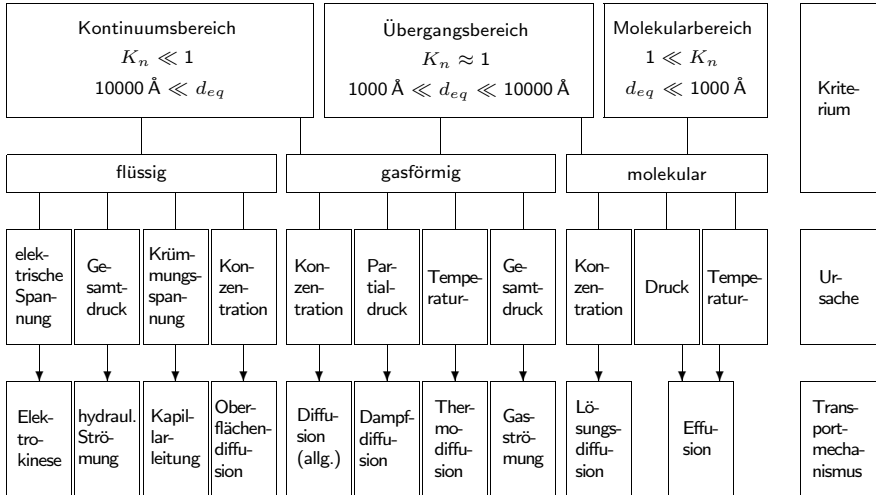


Bild 2.1: Transportphänomene in porösen Medien nach [26]

Als kennzeichnende Größe für die Einteilung der Transportmechanismen dient die KNUDSEN-Zahl

$$K_n = \frac{\bar{\lambda}}{d_{eq}}. \quad (2.8)$$

Die mittlere freie Weglänge $\bar{\lambda}$ gibt den Mittelwert der wahrscheinlichen Strecke an, die ein Molekül zurücklegt, bis es auf ein gleichartiges trifft; sie beträgt für Wassermoleküle in Dampf bei 25°C etwa 800 Å und wächst mit steigender Temperatur und sinkendem Druck. Der äquivalente Porendurchmesser d_{eq} bestimmt im Verhältnis zu $\bar{\lambda}$, welcher KNUDSEN-Bereich transportbestimmend wirkt. Unter atmosphärischen Umgebungsbedingungen von ≈ 1 bar und ≈ 300 K lassen sich den KNUDSEN-Bereichen die in Bild 2.1 angegebenen äquivalenten Porendurchmesser d_{eq} zuordnen.

Da das Porengrößenspektrum der meisten Baustoffe die gesamte Spannweite abdeckt, treten verschiedene Transportphänomene gleichzeitig auf. Wegen ihrer Überlagerung und gegenseitigen Beeinflussung ist eine genaue Zuordnung der Transportarten nicht möglich. Nach FEHLHABER [14] können die Transportmechanismen in empirisch gleich beschreibbare Phänomene zusammengefaßt werden. Ausgehend von den auftretenden Aggregatzuständen des Wassers bleiben ein Gas- und ein Flüssigkeitstransportanteil.

Der Porenraum speichert Wasser in flüssiger und dampfförmiger Phase. Der Gesamtgehalt an Wasser in kg pro Volumeneinheit porösen Stoffes wird als Materialfeuchte w bezeichnet und setzt sich aus den Anteilen w_g für den gasförmigen und w_f für den flüssigen Anteil zusammen. Die Sättigungsfeuchte w_s ist der Maximalwert der Materialfeuchte. Der Anteil des gasförmigen Wassers ist, auf die Gesamtmenge bezogen, sehr klein. Vereinfachend wird daher der Anteil flüssigen Wassers w_f als Materialfeuchte bezeichnet. Die Bilanzgleichung des Feuchtehaushaltes fordert, daß die Summe aller Feuchteänderungen gleich der Änderung des Feuchtestromes und inneren Feuchtequellen und- Senken ist

$$\dot{w} = \bar{Q}_H - \operatorname{div} \mathbf{q}_H. \quad (2.9)$$

Sowohl der Feuchtestrom \mathbf{q}_H als auch die Rate der Materialfeuchte \dot{w} bestehen aus einem Gas- und einem Flüssigkeitsanteil

$$\dot{w}_g + \dot{w}_f = \bar{Q}_H - \operatorname{div} \mathbf{q}_{H,g} - \operatorname{div} \mathbf{q}_{H,f}. \quad (2.10)$$

Der Gastransport wird durch einen Ansatz nach Art des 1. Diffusionsgesetzes von FICK beschrieben

$$\mathbf{q}_{H,g} = - \frac{\hat{\mathbf{D}}_g}{\mu R T} \cdot \operatorname{grad} p. \quad (2.11)$$

Es unterstellt Proportionalität von Massenstromdichte und dem Gradienten des Wasserdampfpartialdruckes p . Die Matrix der Wasserdampfdiffusionskoeffizienten folgt zu $\hat{\mathbf{D}}_g = \mathbf{I} \hat{D}_g$ und gilt für Wasserdampf in Luft. Für den Diffusionskoeffizienten stellt SCHIRMER [N9] die empirischen Beziehung

$$\hat{D}_g = \hat{D}_{g,0} \frac{P_0}{P} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{1.81} \quad (2.12)$$

auf. Nach KIESSL [26] kann der Druckeinfluß vernachlässigt werden. Mit $P \cong P_0$ ist der Diffusionskoeffizient nur temperaturabhängig. Die materialspezifische Diffusionswiderstandszahl μ berücksichtigt den höheren Diffusionswiderstand poröser Medien. Nach KÜNZEL [28] kann der Diffusionswiderstand der meisten Baustoffe bei niedrigem Wassergehalt als konstant angesehen werden. Bei höheren Wassergehalten ist der Diffusionswiderstand zwar feuchteabhängig, da aber dann die Effekte der Dampfdiffusion gegenüber dem Flüssigkeitstransport vernachlässigbar sind, geht KÜNZEL im gesamten Feuchtebereich von einem feuchteunabhängigen Diffusionswiderstand aus. KRUS [33] geht ebenfalls von einer Feuchteunabhängigkeit der

Wasserdampfdiffusion aus und führt die in Experimenten gemessene Zunahme der Wasserdampfdurchlässigkeit bei steigender Materialfeuchte auf den Flüssigkeitstransport zurück, der den Dampftransport überlagert. KIESSL [26] ersetzt den Kehrwert von μ durch den Strukturfaktor ε_{FDP} , der die Einflüsse von Porenstruktur, Temperatur und Materialfeuchte berücksichtigt. Die von KIESSL eingeführten Parameter sind im Anhang A erklärt. Durch Zusammenfassung von Diffusionskoeffizient, universeller Gaskonstante, Temperatur und Diffusionswiderstandszahl bzw. Strukturfaktor zu einem Koeffizienten des Wasserdampftransportes folgt für Gl. (2.11)

$$\mathbf{q}_{H,g} = -\mathbf{D}_g \cdot \mathbf{grad} p. \quad (2.13)$$

Der Flüssigkeitstransport setzt sich nach Bild 2.1 aus mehreren Mechanismen zusammen. Er wird von kapillarer Flüssigkeitsbewegung dominiert. Treibende Kraft ist ein Kapillardruckgefälle. Nach CHILDS/COLLIS-GEORGE [10] und KRISCHER [30] kann der Kapillartransport in porösen Medien analog der Diffusion, also mit einer Formulierung nach Art der Gl. (2.11) beschrieben werden. Das ist zwar physikalisch nicht begründet, aber die einzige Möglichkeit der Beschreibung des Kapillartransportes in nicht gesättigten porösen Stoffen. Da die Kapillardruckverteilung in porösen Körpern nicht bekannt ist, die Kapillarwasserbewegung aber fast immer mit einer Änderung des Feuchtegefälles verbunden ist, zieht KRISCHER [30] den Gehalt flüssigen Wassers als treibendes Potential heran

$$\mathbf{q}_{H,f} = -\hat{\mathbf{D}}_{w_f} \cdot \mathbf{grad} w_f. \quad (2.14)$$

Der Flüssigkeitstransportkoeffizient $\hat{\mathbf{D}}_{w_f}$ ist sowohl von der Materialfeuchte als auch von der Temperatur abhängig. KIESSL [26] beschreibt den Einfluß der Materialfeuchte auf den Transportkoeffizienten durch eine Exponentialfunktion und fügt einen der Temperatur proportionalen Faktor hinzu. Der Transportparameter ist im Anhang A erklärt.

KÜNZEL [28] entwickelt aus dem DARCY-Gesetz für laminare Strömungen in wassergesättigten porösen Stoffen eine Formulierung des Flüssigkeitstransportes mit dem Gradienten der relativen Porenfeuchte als treibendes Potential

$$\mathbf{q}_{H,f} = -\hat{\mathbf{D}}_\varphi \cdot \mathbf{grad} \varphi, \quad (2.15)$$

wobei thermisch bedingter Kapillartransport nach KÜNZEL vernachlässigt werden kann. Der Flüssigkeitkoeffizient wird nach KRUS [33] jeweils für Befuchtung und Weiterleitung durch Approximation experimentell bestimmter Meßwerte ermittelt und ist im Anhang A erklärt.

Die Beschreibungsvariablen des Feuchtezustandes: Wasserdampfkonzentration und Gehalt gasförmigen und flüssigen Wassers sind materialabhängig. Sie weisen an Schichtgrenzen zwischen verschiedenen Materialien Sprünge auf. Für eine physikalisch korrekte Formulierung der Bilanzgleichung ist eine Beschreibung in Potentialgrößen erforderlich. Nach BAŽANT [2] und [3] wird die relative Porenfeuchte φ als Zustandsgröße für den Feuchtehaushalt gewählt. Die relative Porenfeuchte ist definiert als Quotient des Wasserdampfpartialdruckes p und des Wasserdampfsättigungsdruckes p_s

$$\varphi = \frac{p}{p_s}, \quad (2.16)$$

wobei nach KIESSL [26] für den Wasserdampfsättigungsdruck

$$p_s = 610.78 \exp \left[\frac{a \vartheta}{b + \vartheta} \right] \quad (2.17)$$

mit

$$\begin{array}{llll} a = 22.44 & b = 272.44^\circ\text{C} & \text{für} & \vartheta < 0^\circ\text{C} \\ a = 17.08 & b = 234.18^\circ\text{C} & \text{für} & \vartheta \geq 0^\circ\text{C} \end{array}$$

angesetzt werden kann. Der Gehalt gasförmigen Wassers ist das Produkt aus Wasserdampfkonzentration $w_g^{\psi_g}$ und Volumen des gasgefüllten Porenraumes ψ_g

$$w_g = w_g^{\psi_g} \psi_g. \quad (2.18)$$

Den Zusammenhang zwischen Wasserdampfkonzentration und relativer Porenfeuchte gibt die ideale Gasgleichung und die Definition (2.16) mit

$$w_g^{\psi_g} = \frac{\varphi p_s}{RT}. \quad (2.19)$$

Die Wasserdampfkonzentration ist auf das Volumen des gasgefüllten Porenraumes bezogen. Das Volumen des gasgefüllten Porenanteiles folgt aus der Differenz des Gesamtporenraumvolumens und des volumetrischen Gehaltes flüssigen Wassers

$$\psi_g = \psi - \frac{w_f}{\rho_w}. \quad (2.20)$$

Den Zusammenhang zwischen dem Gehalt flüssigen Wassers w_f und der relativen Porenfeuchte φ liefert die Feuchtespeicherfunktion

$$w_f = f(\varphi). \quad (2.21)$$

Sie beschreibt die Feuchtespeichereigenschaften eines porösen Stoffes vollständig. Abschnitt 2.3 geht im Detail auf die Herleitung der Feuchtespeicherfunktion ein. Rate und Gradient des Gehaltes flüssigen Wassers sind

$$\dot{w}_f = \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} \dot{\varphi} \quad (2.22)$$

$$\mathbf{grad} w_f = \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} \mathbf{grad} \varphi. \quad (2.23)$$

Für den Flüssigtransportanteil nach Gln. (2.14) und (2.15) gilt

$$\mathbf{q}_{H,f} = -\mathbf{D}_f \cdot \mathbf{grad} \varphi, \quad (2.24)$$

wobei

$$\mathbf{D}_f = \begin{cases} \hat{\mathbf{D}}_{w_f} \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} & : \text{ nach KIESSL} \\ \hat{\mathbf{D}}_{\varphi} & : \text{ nach KÜNZEL} \end{cases}$$

der Flüssigkeitstransportkoeffizient ist. Die in Potentialgrößen formulierte Bilanzgleichung des Feuchtehaushaltes folgt mit den zur Vereinfachung zusammengefaßten Koeffizienten

$$c_H^H = \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} + \frac{p_s}{RT} \left(\psi - \frac{w_f}{\rho_W} - \frac{\varphi}{\rho_W} \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} \right) \quad (2.25)$$

$$\boldsymbol{\lambda}_H^H = \mathbf{D}_g p_s + \mathbf{D}_f \quad (2.26)$$

zu

$$c_H^H \dot{\varphi} - \operatorname{div} \left[\boldsymbol{\lambda}_H^H \cdot \mathbf{grad} \varphi \right] = \bar{Q}_H. \quad (2.27)$$

Der Feuchtehaushalt muß im Gleichgewicht mit den hygrischen Umgebungsbedingungen stehen. Auf der Körperoberfläche finden Austauschprozesse mit der Umgebung statt. Analog zum Abkühlgesetz von NEWTON nach Gl. (2.7) ist für die normal zur Oberfläche ausgetauschte Feuchtemenge

$$q_{nH} = -\hat{\alpha}_u^H (w_g - \bar{w}_{g\infty}). \quad (2.28)$$

Üblich ist die Angabe der relativen Umgebungsluftfeuchte. Mit Gl. (2.19) ist

$$q_{nH} = -\alpha_u^H (\varphi - \hat{\varphi}_{\infty}), \quad (2.29)$$

wobei

$$\alpha_u^H = \hat{\alpha}_u^H \frac{p_s}{RT} \quad (2.30)$$

$$\hat{\varphi}_{\infty} = \frac{T}{T_{\infty}} \frac{\bar{p}_{s\infty}}{p_s} \bar{\varphi}_{\infty}. \quad (2.31)$$

2.2.3 Kopplung von Wärme- und Feuchtehaushalt

Im Porenraum vorhandenes Wasser beeinflusst den Wärmehaushalt stark. Zum einen ist die Temperaturleitfähigkeit feuchteabhängig, da die Wärmeleitfähigkeit des Wassers wesentlich höher als die der Porenluft ist. Nach KIESSL [26] kann die Entwicklung der Temperaturleitfähigkeit mit der Feuchte linear angenommen werden. SMUDA/WOLFERSDORF [62] geben einen weiteren Term für die Temperaturabhängigkeit an. Damit ist der Wärmeleitkoeffizient feuchter Stoffe

$$\hat{\lambda}_T = \left[\hat{\lambda}_{T,tr} + \frac{w_f}{w_s} \left(\hat{\lambda}_{T,s} - \hat{\lambda}_{T,tr} \right) \right] (3.510^{-3} \vartheta + 0.93), \quad (2.32)$$

wobei $\hat{\lambda}_{T,tr}$ die Temperaturleitfähigkeiten des trockenen und $\hat{\lambda}_{T,s}$ des wassergesättigten Stoffes sind. Für isotropes Material sind die Leitfähigkeiten in Gl. (2.32) $\hat{\lambda}_{T,tr} = \mathbf{I} \hat{\lambda}_{T,tr}$ und $\hat{\lambda}_{T,s} = \mathbf{I} \hat{\lambda}_{T,s}$.

Zum anderen speichert das Wasser Wärmeenergie. Zur Wärmekapazität des trockenen Stoffes muß die des Wassers addiert werden. Zusätzlich ist der Wärmeenergietransport mit dem Wasserdampf im Porenraum zu berücksichtigen. Die Verdampfungsenthalpie r gibt die in einer Masseinheit eines Stoffes gespeicherte Wärmemenge an. Aus der Multiplikation mit der Masse des gespeicherten und transportierten Wasserdampfes folgt die im Dampf gespeicherte bzw. mit ihm transportierte Wärmeenergie. Aus Gl. (2.5) wird die vollständige Wärmebilanz feuchter Stoffe

$$\begin{aligned} & (\rho_B c_B + w_f c_W) \dot{\vartheta} + r \dot{w}_g \\ & - \operatorname{div} [\hat{\lambda}_T \cdot \mathbf{grad} \vartheta] - \operatorname{div} [r \mathbf{D}_g \cdot \mathbf{grad} p] = \bar{Q}_T. \end{aligned} \quad (2.33)$$

Für die Formulierung in der feuchtebeschreibenden Potentialgröße φ sind die Temperaturabhängigkeiten von Wasserdampfkonzentration $w_g^{\psi_g}$ und Wasserdampfpartialdruck p zu beachten. Damit gilt

$$\dot{w}_g^{\psi_g} = \frac{p_s}{RT} \dot{\varphi} + \frac{\varphi}{RT} \left(\frac{\partial p_s}{\partial \vartheta} - \frac{p_s}{T} \right) \dot{\vartheta} \quad (2.34)$$

$$\mathbf{grad} p = p_s \mathbf{grad} \varphi + \frac{\partial p_s}{\partial \vartheta} \varphi \mathbf{grad} \vartheta. \quad (2.35)$$

Die vollständige Bilanzgleichung des Wärmehaushaltes folgt mit den analog

zur Gl. (2.27) zusammengefaßten Koeffizienten

$$c_T^T = \rho_B c_B + w_f c_W + r \left(\psi - \frac{w_f}{\rho_W} \right) \frac{\varphi}{RT} \left(\frac{\partial p_s}{\partial \vartheta} - \frac{p_s}{T} \right) \quad (2.36)$$

$$c_T^H = r \frac{p_s}{RT} \left(\psi - \frac{w_f}{\rho_W} - \frac{\varphi}{\rho_W} \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} \right) \quad (2.37)$$

$$\lambda_T^T = \hat{\lambda}_T + r \mathbf{D}_g \frac{\partial p_s}{\partial \vartheta} \varphi \quad (2.38)$$

$$\lambda_T^H = r \mathbf{D}_g p_s \quad (2.39)$$

zu

$$c_T^T \dot{\vartheta} + c_T^H \dot{\varphi} - \operatorname{div} \left[\lambda_T^T \cdot \mathbf{grad} \vartheta \right] - \operatorname{div} \left[\lambda_T^H \cdot \mathbf{grad} \varphi \right] = \bar{Q}_T. \quad (2.40)$$

Wegen der Temperaturabhängigkeit der Wasserdampfkonzentration nach den Gln. (2.34) und (2.35) folgen für den Feuchtehaushalt die zusätzlichen Kopp-
lungsterme

$$c_H^T = \left(\psi - \frac{w_f}{\rho_W} \right) \frac{\varphi}{RT} \left(\frac{\partial p_s}{\partial \vartheta} - \frac{p_s}{T} \right) \quad (2.41)$$

$$\lambda_H^T = \mathbf{D}_g \frac{\partial p_s}{\partial \vartheta} \varphi. \quad (2.42)$$

Mit den Bezeichnungen nach den Gln. (2.25) und (2.26) folgt die vollständige Bilanzgleichung des Feuchtehaushaltes zu

$$c_H^H \dot{\varphi} + c_H^T \dot{\vartheta} - \operatorname{div} \left[\lambda_H^H \cdot \mathbf{grad} \varphi \right] - \operatorname{div} \left[\lambda_H^T \cdot \mathbf{grad} \vartheta \right] = \bar{Q}_H. \quad (2.43)$$

2.3 Feuchtespeicherfunktion

Ein poröses Medium kann in seiner Hohlraumstruktur Feuchtigkeit speichern, sofern es sich nicht um vollständig abgeschlossene Porenräume handelt. Die gespeicherte Feuchtigkeit muß mit den thermischen und hygri-
schen Umgebungsbedingungen im Gleichgewicht stehen. Für eine konstante Umgebungsluftfeuchte stellt sich ein zugehöriger Ausgleichswassergehalt des porösen Körpers ein, danach wird keine Feuchtigkeit mehr aufgenommen oder abgegeben. Wird für eine definierte Temperatur der Ausgleichswasser-
gehalt über die Luftfeuchte aufgetragen, so ergibt sich die für einen porösen Stoff charakteristische Feuchtespeicherfunktion. Ein typischer Verlauf ist in Bild 2.2 dargestellt.

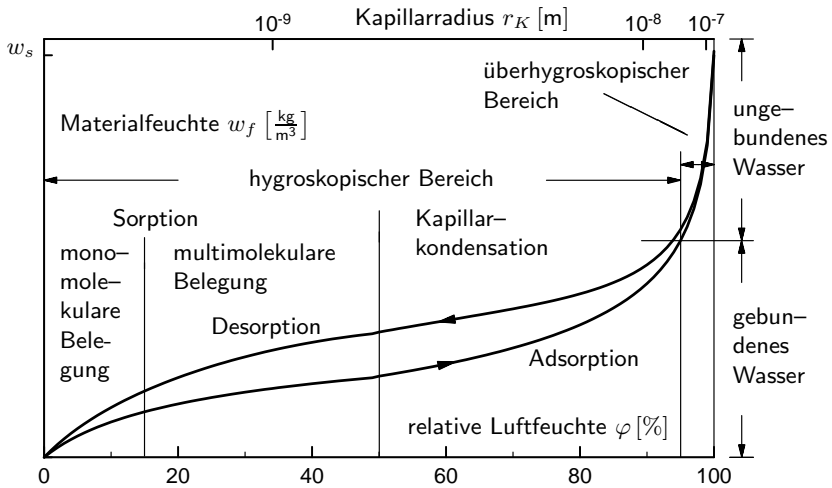


Bild 2.2: Exemplarische Feuchtespeicherfunktion von Beton nach [26]

Die Feuchtespeicherfunktion ist in einen hygroskopischen und einen überhygroskopischen Feuchtebereich unterteilt, in denen unterschiedliche physikalische Mechanismen wirken. Für dieselbe Luftfeuchte können sich zwei unterschiedliche Ausgleichswassergehalte einstellen, abhängig davon, ob der Körper das Gleichgewicht durch Wasseraufnahme (Adsorption) oder -abgabe (Desorption) erreicht. Bild 2.2 zeigt diese Hysterese der Feuchtespeicherfunktion. KRUS [34] stellt in Versuchen fest, daß sich die Hysterese bei Naturstein und Beton kaum auswirkt und vernachlässigt werden kann. Nach KIESSL [26] ist auch der thermische Einfluß auf die Feuchtespeicherfunktion von Beton unter normalen Umgebungstemperaturen vernachlässigbar.

Die Feuchtespeicherfunktion charakterisiert vollständig die Feuchtespeichereigenschaften eines porösen Stoffes und ist daher entscheidend für die Beschreibung von Transport- und Speichervorgängen. In der Literatur sind verschiedene Ansätze für die mathematische Beschreibung der Feuchtespeicherung dargestellt, unter anderem von KÜNZEL/KIESSL [29] und KÜNZEL [28]. Die Beschreibung der Feuchtespeicherung mit den vorliegenden Formulierungen ist für das entwickelte Modell nicht geeignet, daher wird in den folgenden Abschnitten ausgehend von einer kurzen Beschreibung der physikalischen Phänomene eine neue Formulierung der Feuchtespeicherfunktion hergeleitet.

2.3.1 Hygroskopischer Bereich

Der Bereich bis zu einer relativen Feuchte von ca. 95% wird als hygroskopischer Feuchtebereich oder Sorptionsfeuchtebereich bezeichnet. Er ist charakterisiert durch die Sorption, also die Anlagerung von Wasser aus der Porenluft bis zum Erreichen eines Gleichgewichtszustandes mit der relativen Porenfeuchte bzw. dem Wasserdampfpartialdruck im Porenraum. Die Sorptionsisotherme stellt für eine definierte Temperatur die Beziehung zwischen relativer Porenfeuchte und adsorbiertem flüssigen Wasser dar. Ihr Verlauf kann durch die Gravimetrie experimentell ermittelt werden und beschreibt vollständig die Feuchtespeichereigenschaften eines porösen Stoffes im hygroskopischen Bereich.

Physikalisch sind im hygroskopischen Bereich zwei Phänomene zu unterscheiden. Bis zu einer relativen Feuchte von ca. 50% werden Wassermoleküle durch Adsorptionskräfte (VAN-DER-WAALS-Kräfte) an der Porenoberfläche gebunden, wobei sich bis zu einer Porenfeuchte von ca. 15% monomolekulare und darüber multimolekulare Schichten bilden. Der volumetrische Gehalt flüssigen Wassers folgt nach der BET-Theorie von BRUNAUER/EMMETT/TELLER [8] in Abhängigkeit von der relativen Porenfeuchte zu

$$w_f = \rho_W \frac{w_{f,m} c \varphi}{1 - \varphi} \frac{1 - (m+1) \varphi^m + m \varphi^{m+1}}{1 + (c-1) \varphi - c \varphi^{m+1}}, \quad (2.44)$$

wobei $w_{f,m}$ den Wassergehalt bei monomolekularer Belegung, m die Anzahl der Molekülschichten und c einen von der Bindungsenergie abhängigen Parameter bezeichnen.

Oberhalb einer relativen Porenfeuchte von 50% nimmt die Bedeutung der Adsorption ab, da die Dicke der sorbierten Schicht soweit zugenommen hat, daß ihre Oberfläche außerhalb des Wirkungsbereiches der VAN-DER-WAALS-Kräfte liegt. Kleinere Poren sind bereits wassergefüllt. Die Erniedrigung des Wasserdampfpartialdruckes über konkav gekrümmten Menisken verursacht einen als Kapillarkondensation bezeichneten, wirkungsvollen Transportmechanismus. Die thermodynamische Gleichgewichtsbedingung von KELVIN/THOMSON gibt den Zusammenhang zwischen relativer Porenfeuchte φ und dem dabei gerade noch durch Kapillarkondensation gefüllten Kapillarradius r_K an

$$\varphi = \exp \left[-\frac{2\omega \cos \delta}{r_K \rho_W R T} \right]. \quad (2.45)$$

Bei 20°C beträgt die Oberflächenspannung des Wassers $\omega = 72.6 \cdot 10^{-3} \text{ N/m}^2$. Die Temperaturabhängigkeit ist vernachlässigbar. Für den Randwinkel kann

bei nahezu vollständig benetzbaren Stoffen vereinfachend $\delta = 0^\circ$ angenommen werden. Obwohl es sich bei der Kapillarkondensation um keine Sorption im eigentlichen Sinne handelt, wird dieses Phänomen in der Literatur noch dem Sorptionsfeuchtebereich zugeordnet. Die Sorptionsisotherme für poröse Stoffe zeigt oft eine Hysterese zwischen Feuchtaufnahme und Trocknung, die in den unterschiedlichen Benetzungseigenschaften bei Adsorption und Desorption und Effekten aus der Porenraumgeometrie begründet ist.

2.3.2 Überhygroskopischer Bereich

Oberhalb einer relativen Porenfeuchte von 95% steigt der Gehalt flüssigen Wassers stark an. Die eindeutige Zuordnung des Wassergehaltes zur relativen Porenfeuchte ist experimentell nicht mehr möglich. Dieser Bereich wird als überhygroskopischer Feuchtebereich oder Kapillarwasserbereich bezeichnet. Er reicht bis zur freien Wassersättigung, die sich bei ausreichend langem Kontakt poröser Stoffe mit flüssigem Wasser einstellt und den ohne äußere Drücke durch Saugen erreichbaren Maximalwert der Materialfeuchte darstellt. Bei freier Wassersättigung ist nicht das gesamte Porenvolumen mit Wasser gefüllt, da isolierte gasgefüllte Einschlüsse verbleiben.

Die Kapillardruck- oder Saugspannungskurve beschreibt im überhygroskopischen Bereich der Feuchtespeicherung den Zusammenhang zwischen Kapillardruck und Kapillarradius. Der kapillare Unterdruck beziehungsweise die Saugspannung von Flüssigkeiten in einer Zylinderkapillare folgt zu

$$p_K = \frac{2 \omega \cos \delta}{r_K}. \quad (2.46)$$

Die Saugspannungskurve kann mit verschiedenen Meßmethoden experimentell bestimmt werden. Auch sie zeigt eine Hysterese zwischen Be- und Entfeuchtung, die im wesentlichen von der Differenz der Porenradien bestimmt ist.

2.3.3 Modell-Formulierung

Für die Beschreibung des Feuchtehaushaltes ist eine mathematische Formulierung der Feuchtespeicherfunktion über den gesamten Feuchtebereich erforderlich. Im Regelfall liegen nur Meßwerte für einige Werte der relativen Luftfeuchte vor. Die Formulierung der Feuchtespeicherfunktion muß an die experimentell ermittelten Werte angepaßt werden. OBERBECK [44] verwendet eine über die Fehlerquadratmethode an Meßwerte angepaßte Näherungsfunktion aus HERMITE-Ansätzen dritter Ordnung. Diese Beschreibung

erfordert eine große Anzahl experimentell ermittelter Ausgleichsfeuchten und ist besonders bei zusätzlicher Salzbelastung des porösen Stoffes, auf die Abschnitt 2.5 eingeht, numerisch aufwendig.

Sinnvoll ist eine an den auftretenden physikalischen Phänomenen orientierte Beschreibung. Die Feuchtespeicherfunktion wird daher für zwei Bereiche, in denen unterschiedliche Mechanismen wirken, getrennt formuliert. Im ersten Bereich bis zu einer relativen Porenfeuchte von 50% tritt nur die von der BET-Theorie beschriebene Adsorption auf. Da die physikalisch korrekten Parameter nicht bekannt sind, muß Gl. (2.44) an experimentell bestimmte Meßwerte angepaßt werden. Vereinfachend kann $m = 2$ angenommen werden, was einer bimolekularen Belegung entspricht. Oberhalb einer relativen Porenfeuchte von 50% beginnt die von der KELVIN/THOMSON-Gleichung beschriebene leistungsfähigere Kapillarkondensation zu wirken. Die KELVIN/THOMSON-Gleichung liefert auch im überhygroskopischen Feuchtebereich eine gute Anpassung der gemessenen Wassergehalte. Die von BREUGEL [61] vorgeschlagene Beziehung

$$w_f = \rho_W (a \ln [2 r_K]^n + b) \quad (2.47)$$

überführt den gerade noch gefüllten Kapillarradius r_K in den Wassergehalt w_f . Die Feuchtespeicherfunktion ist damit

$$w_f = \begin{cases} \rho_W \frac{w_{f,m} c \varphi (1 + 2 \varphi)}{1 + c \varphi + c \varphi^2} & : \quad \varphi \leq 0.5 \\ \rho_W \left(a \ln \left[\frac{-4 \omega}{\rho_W R T \ln \varphi} \right]^n + b \right) & : \quad 0.5 < \varphi < 1.0 \\ w_s & : \quad \varphi = 1.0 \end{cases} \quad (2.48)$$

Die Freiwerte der Feuchtespeicherfunktion nach Gl. (2.48) folgen aus der Anpassung an experimentell ermittelte Ausgleichswassergehalte mit dem LEVENBERG-MARQUARDT-Algorithmus. Am Kopplungspunkt $\varphi = 50\%$ wird die Stetigkeit der Funktion gefordert. Die Stetigkeit der 1. Ableitung kann in der Anpassung gefordert werden, ist für praktische Berechnungen aber nicht erforderlich, da sich der Verlauf der Funktion im Übergangsbereich nur wenig ändert. Für die Bestimmung der Freiwerte sind neben dem Sättigungswassergehalt mindestens drei weitere Ausgleichswassergehalte vorzugeben. Die Qualität der Anpassung nimmt mit steigender Anzahl experimentell bestimmter Meßwerte zu. Die Temperaturabhängigkeit der Feuchtespeicherfunktion ist für Beton in normalen Temperaturbereichen nach KIESSL [26] vernachlässigbar. Daher werden die Freiwerte für eine Referenztemperatur

von 20°C bestimmt. Die Freiwerte der Feuchtespeicherfunktion müssen nur einmal am Anfang der Berechnung bestimmt werden. Die benötigten Ableitungen lassen sich einfach bilden. Eine Erweiterung auf salzbelastete Stoffe ist, wie in Abschnitt 2.5 gezeigt, möglich.

Bild 2.3 zeigt den Verlauf der Feuchtespeicherfunktion nach Gl. (2.48) für eine Anpassung an die in OBERBECK [44] angegebenen Daten von GERTIS/KIESSL [19]. Die Anpassung an drei Ausgleichswassergehalte für $\varphi = 30\%$, $\varphi = 50\%$ und $\varphi = 80\%$ stimmt sehr gut mit den übrigen Meßwerten überein.

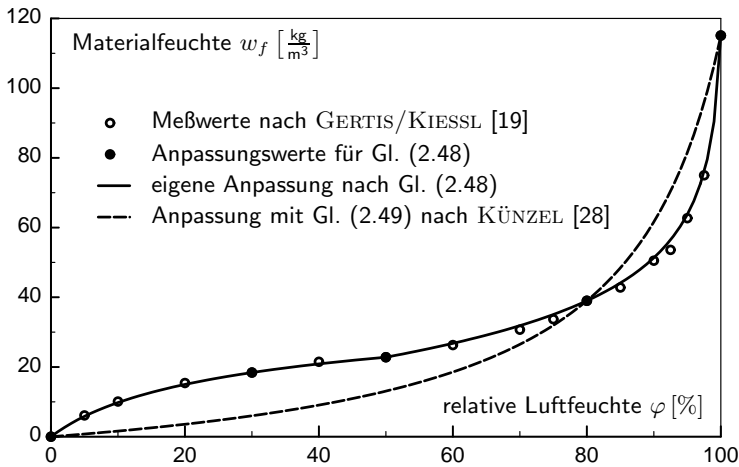


Bild 2.3: Anpassung der Feuchtespeicherfunktion für Beton

KÜNZEL [28] leitet für die Beschreibung der Feuchtespeicherfunktion allein aus der BET-Theorie die Näherungsfunktion

$$w_f = w_s \frac{(k-1) \varphi}{k - \varphi} \quad (2.49)$$

ab. Der Approximationsparameter k ist aus dem Ausgleichswassergehalt bei relativer Umgebungsluftfeuchte von $\varphi = 80\%$ zu bestimmen. Für die Beschreibung der Feuchtespeicherfunktion sind damit nur der Sättigungswassergehalt und der Ausgleichswassergehalt bei $\varphi = 80\%$ experimentell zu

bestimmen. Allerdings ist die Näherung mit Gl. (2.49) relativ grob, was der Vergleich mit der neuen Formulierung der Feuchtespeicherfunktion in Bild 2.3 zeigt. Bei relativer Feuchte von $\varphi = 95\%$ beträgt der Fehler 37%.

2.4 Schadstoffhaushalt

Der Oberbegriff Schadstoff erfaßt eine große Zahl sehr unterschiedlicher Substanzen, die auf Bauwerke einwirken und den Beton oder die Bewehrung schädigen können. Schadstoffe treten sowohl in gasförmiger (z.B. Kohlendioxid, Ammoniak) als auch in flüssiger (z.B. Mineralöle, Treibstoffe) oder gelöster Form (z.B. Salze, Tenside) auf. Diese Vielfalt erschwert die einheitliche Zuordnung von Transport- und Speichereigenschaften. Dennoch gibt OBERBECK [44] eine für alle Substanzen allgemeingültige Formulierung des Schadstoffhaushaltes an, die sich an die Beschreibung des Feuchtehaushaltes anlehnt. Durch entsprechende Wahl der Transport- und Speicherparameter ist die Beschreibung an die Eigenschaften des betrachteten Schadstoffes anzupassen.

Beim Transport von Schadstoffen in porösen Medien lassen sich grundsätzlich zwei Phänomene unterscheiden. Zum einen erfolgt der Transport über Diffusion des Schadstoffes durch den Porenraum oder durch die im Porenraum vorhandenen Phasen. Zum anderen kann der Schadstoff konvektiv mit anderen Phasen transportiert werden. Auf Sorptions- und Reaktionsprozesse geht Kapitel 3 ein.

Für jeden Schadstoff gilt analog zum Feuchtehaushalt eine Massenbilanz, die fordert, daß die Summe aller Änderungen der Schadstoffkonzentration $\dot{\tau}$ gleich der Änderung des Schadstoffstromes und inneren Schadstoffquellen und -senken ist

$$\dot{\tau} = \bar{Q}_S - \operatorname{div} \mathbf{q}_S. \quad (2.50)$$

Temperatur und Feuchte beeinflussen den Schadstoffhaushalt. OBERBECK [44] erweitert die Bilanzgleichung (2.50) auf eine allgemeine Form, die zusätzliche Terme für die vollständige Kopplung mit dem Temperatur- und dem Feuchtehaushalt bereitstellt

$$c_S^S \dot{\tau} + c_S^T \dot{\vartheta} + c_S^H \dot{\varphi} + \operatorname{div} \mathbf{q}_S^S + \operatorname{div} \mathbf{q}_S^T + \operatorname{div} \mathbf{q}_S^H = \bar{Q}_S. \quad (2.51)$$

Auch die Differentialgleichungen des Temperatur- und des Feuchtehaushaltes (2.40) und (2.43) sind um Speicher- und Transportterme zur Berücksichtigung des Schadstoffeinflusses zu erweitern. Nach Ersetzen der Stromdichten

\mathbf{q} durch das entsprechende Produkt der Leitkoeffizienten $\boldsymbol{\lambda}$ und der Gradienten der Zustandsgrößen folgt ein System gekoppelter Differentialgleichungen

$$\begin{aligned} c_T^T \dot{\vartheta} &+ c_T^H \dot{\varphi} + c_T^S \dot{\tau} \\ - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_T^T \cdot \mathbf{grad} \vartheta] &- \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_T^H \cdot \mathbf{grad} \varphi] - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_T^S \cdot \mathbf{grad} \tau] = \bar{Q}_T \end{aligned} \quad (2.52)$$

$$\begin{aligned} c_H^T \dot{\vartheta} &+ c_H^H \dot{\varphi} + c_H^S \dot{\tau} \\ - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_H^T \cdot \mathbf{grad} \vartheta] &- \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_H^H \cdot \mathbf{grad} \varphi] - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_H^S \cdot \mathbf{grad} \tau] = \bar{Q}_H \end{aligned} \quad (2.53)$$

$$\begin{aligned} c_S^T \dot{\vartheta} &+ c_S^H \dot{\varphi} + c_S^S \dot{\tau} \\ - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_S^T \cdot \mathbf{grad} \vartheta] &- \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_S^H \cdot \mathbf{grad} \varphi] - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_S^S \cdot \mathbf{grad} \tau] = \bar{Q}_S, \end{aligned} \quad (2.54)$$

das entsprechend der Anzahl der zu berücksichtigenden Schadstoffe erweitert werden kann. Die allgemeine Bezeichnung τ für den Gehalt eines Schadstoffes im Beton ist durch die entsprechende Beschreibungsvariable zu ersetzen. In folgenden wird κ für den Kohlendioxidgehalt und γ für den Salzgehalt verwendet. Als Indizes stehen K für auf Kohlendioxid und C für auf Salz bezogene Größen.

Ein Ansatz nach Art des 1. Gesetzes von FICK beschreibt den Schadstofftransport durch Diffusion

$$\mathbf{q}_S^S = -\boldsymbol{\lambda}_S \cdot \mathbf{grad} \tau. \quad (2.55)$$

Treibende Kraft der Diffusion ist der Gradient der Schadstoffkonzentration. Der Transportparameter der Diffusion $\boldsymbol{\lambda}_S$ ist für den jeweiligen Schadstoff und das poröse Medium experimentell zu ermitteln.

Bei der Beschreibung der Konvektion werden Dispersionseinflüsse vernachlässigt, der konvektive Transport erfolgt also nur in Bewegungsrichtung des transportierenden Mediums. Diese Annahme ist durch die kleinen Fließwege im Porensystem des Betons gerechtfertigt. Bei Untersuchung von Medien mit größerer Porosität ist diese Vereinfachung nicht mehr zulässig. Für die Beschreibung der Konvektion wird vereinfachend die Stromdichte flüssigen Wassers herangezogen, die nach Gl. (2.24) aus einem Ansatz nach Art des 1. Gesetzes von FICK folgt. Kann der Schadstoff ungehindert mittransportiert werden, so folgt die Stromdichte des in der flüssigen Phase in gelöster Form transportierten Schadstoffes zu

$$\mathbf{q}_S^H = \frac{\tau}{w_f} \mathbf{q}_{H,f}, \quad (2.56)$$

wobei zu beachten ist, daß der Feuchtestrom $\mathbf{q}_{H,f}$ auch von Temperatur- und Schadstoffgradienten beeinflusst wird.

Der Schadstoffhaushalt strebt ein Gleichgewicht mit den Umgebungsbedingungen an. Austauschprozesse auf der Körperoberfläche lassen sich analog zum Feuchtehaushalt beschreiben. Die normal zur Oberfläche ausgetauschte Schadstoffmenge ist damit

$$q_{nS} = -\alpha_u^S (\tau - \bar{\tau}_\infty). \quad (2.57)$$

2.4.1 Kohlendioxid

Kohlendioxid (CO_2) ist ein Gas, das in der Atmosphäre in Konzentrationen von zur Zeit ca. 0.033 Vol.-% entsprechend 600 mg/m^3 vorliegt. In Industriegebieten werden Konzentrationen von bis zu 2000 mg/m^3 gemessen. Nahezu alle Betonstrukturen sind der Einwirkung von CO_2 ausgesetzt, die für die Korrosion der Stahlbewehrung von besonderer Bedeutung ist.

BUNTE [9] stellt die Transportvorgänge von Kohlendioxid in Beton ausführlich dar. Kohlendioxid dringt nur über Diffusion durch den luftgefüllten Porenraum in den Beton ein. Diffusion von CO_2 durch wäßrige Lösungen kann ebenso vernachlässigt werden wie konvektiver Transport mit den im Porenraum vorhandenen Flüssigkeiten. Für die Beschreibung des Kohlendioxidtransportes ist daher ein Ansatz nach Gl. (2.55) ausreichend.

Der Diffusionskoeffizient für Kohlendioxid in Beton ist experimentell nicht meßbar, da es bereits während der Versuchsdurchführung zu Reaktionen des CO_2 mit dem Zementstein kommt, die das Meßergebnis verfälschen. Der Diffusionskoeffizient wird daher mit Sauerstoff (O_2) als inertem Gas ermittelt. Aus Vergleichen der Diffusionskoeffizienten von CO_2 und O_2 in Luft von KLOPFER [27] schätzt BUNTE [9] den Diffusionskoeffizienten für CO_2 in Beton ca. 20% kleiner ein als den experimentell für O_2 ermittelten, mindert ihn aber, um eine Unterschätzung der CO_2 -Diffusion zu vermeiden, für die Berechnung der Dauerhaftigkeit nicht ab. In BUNTE [9] sind Werte des O_2 -Diffusionskoeffizienten für verschiedene Betone in Abhängigkeit von Zementgehalt und Nachbehandlungsdauer tabelliert.

Für die Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten gilt nach GERTIS [20] aus physikalischen Überlegungen

$$f_T = \frac{\vartheta + 273.0}{293.0}. \quad (2.58)$$

ROSTÁSY/BUNTE [51] untersuchen experimentell den Einfluß der Feuchte auf die Diffusion von Kohlendioxid. Für die mathematische Beschreibung wählt BUNTE [9] den empirischen Ansatz

$$f_H = a_1 + \frac{a_2}{1 + (a_3 - a_3 \varphi)^{a_4}}, \quad (2.59)$$

dessen Regression auf Meßwerte für PZ-Beton die Parameter $a_1 = 0.993$, $a_2 = -0.974$, $a_3 = 3.621$ und $a_4 = 5.750$ liefert. PZ entspricht der neuen Bezeichnung CEM I, siehe Abschnitt 3.1.

Werden Außenflächen einer Struktur direkt vom Regen getroffen, nimmt der oberflächennahe Porenraum das Wasser bis zur Sättigung auf. Die Tiefe der durchfeuchteten Schicht hängt neben den Materialeigenschaften von der Regendauer und der Ausrichtung der Oberfläche ab. Durch die wassergefüllten Poren findet keine CO_2 -Diffusion statt, der Transport kommt bis zur Austrocknung der durchfeuchteten Bereiche zum Erliegen. BUNTE [9] führt daher eine weitere vom Betonalter t_B und statistischen Witterungsdaten abhängige Einflußfunktion α_W zur Berücksichtigung des Schlagregeneinflusses ein. Die Funktion α_W ist im Anhang A erklärt. Bei einer Erfassung der Witterungsbedingungen durch die explizite Angabe der Randbedingungen kann α_W jedoch entfallen, da die Funktion (2.59) das Phänomen vollständig beschreibt.

Die Reaktion des Kohlendioxides mit dem Zementstein, auf die Abschnitt 3.2 näher eingeht, führt zu einer Änderung der Struktur des Porenraumes und beeinflusst damit die Transportkoeffizienten. Versuche zeigen für PZ- und HOZ-Betone unterschiedliche Phänomene: PZ-Betone werden mit zunehmender Karbonatisierung dichter, HOZ-Betone dagegen durchlässiger. BUNTE [9] setzt für die Beschreibung der Strukturänderung

$$f_{KG} = \exp [c_1 KG] \quad (2.60)$$

an, wobei c_1 ein von der Betonzusammensetzung abhängiger Parameter und KG der Karbonatisierungsgrad des Betons nach Gl. (4.7), Abschnitt 4.2 ist. Die Beschreibung der Strukturänderung mit Gl. (2.60) ist nach BUNTE nur für PZ-Betone gültig. Die Änderung der Durchlässigkeit ist in den Transport- und Speicherkoeffizienten der übrigen Bilanzgleichungen zu berücksichtigen. Mit der Bezeichnung κ für den Gehalt an freiem CO_2 im Beton folgt die Beschreibung der Diffusion des Kohlendioxides zu

$$\mathbf{q}_K = -\lambda_K \cdot \text{grad } \kappa, \quad (2.61)$$

wobei

$$\lambda_K = \mathbf{I} D_O f_T f_H f_{KG} \alpha_W. \quad (2.62)$$

2.4.2 Salze

Eine weitere Gruppe stark korrosionsfördernder Schadstoffe sind Salze. Sie gelangen entweder im maritimen Klima durch das auch in der Luft zerstäubte

Salzwasser oder als Tausalz im Schmelzwasser in den Beton. Auch über den Zuschlag können erhebliche Salzkonzentrationen in den Beton gelangen. Die für den Bewehrungsstahl als Schadstoff relevanten Salze sind hauptsächlich Natriumchlorid (NaCl) und Calciumchlorid (CaCl_2). Salze sind Ionenverbindungen. Sie treten nicht als Molekül auf, sondern aufgrund der starken Elektronegativität der beteiligten Atome als Ionenpaare, Natriumchlorid zum Beispiel als Na^+ -Ion und Cl^- -Ion. In polaren Lösungsmitteln, also auch in Wasser, sind Salze leicht löslich. Dabei verändern sich die physikalischen Eigenschaften der Lösung wie Dichte, Oberflächenspannung, Viskosität und Randwinkel gegenüber denen des ursprünglichen Lösungsmittels. Für die Korrosion der Stahlbewehrung sind nur die Cl^- -Ionen verantwortlich.

Salze dringen in poröse Medien nur in gelöster Form ein. Dabei kann sowohl Diffusion als auch Konvektion auftreten. Die verschiedenen Ionen diffundieren mit unterschiedlicher Geschwindigkeit. Zum Beispiel dringen Cl^- -Ionen schneller in Beton ein als die begleitenden Na^+ -Ionen. Da für das Modell nur der Transport der Chloridionen wichtig ist, können Unterschiede in der Diffusionsgeschwindigkeit vernachlässigt werden. Der Transport von Salzionen im Beton ist experimentell umfassend untersucht. Aus Versuchen zur Chloriddiffusion in wassergesättigtem Beton ermittelt BRODERSEN [7] für den Koeffizienten der Diffusion von Na^+ und Cl^- eine Temperaturabhängigkeit, die zwischen 15°C und 30°C dem ARRHENIUS-Ansatz

$$\lambda_C = \mathbf{I} D_C = \mathbf{I} a \exp \left[-\frac{b}{T} \right] \quad (2.63)$$

folgt. Die Parameter gibt BRODERSEN für den untersuchten Portland-Zementstein zu $a = 2.4588 \text{ m}^2/\text{h}$ und $b = 5450.0$ an. Für relativ trockenen Beton stellen LAWATSCH/VOLKWEIN [36] keinen signifikanten Diffusionsanteil am Gesamttransport fest. Nach VOLKWEIN [60] unterscheiden sich an Bauwerken nach mehreren Jahren Tausalzeinwirkung gemessene Chlorideindringtiefen kaum von Eindringtiefen, die sich in Versuchen nach wenigen Tagen kapillaren Eindringens einstellen. Die Diffusion von Chloridionen kann dabei nicht von Bedeutung sein. Maßgebend ist die viel leistungsfähigere Konvektion mit eindringenden Lösungen, für die der Ansatz nach Gl. (2.56) gilt.

Die Aufnahme von Salzen verändert die physikalischen Eigenschaften einer Lösung. Aufgrund der im Vergleich zu Wassermolekülen größeren Kraftfelder der Salz-Ionen nehmen Oberflächenspannung ω , Randwinkel δ und Viskosität η zu. Das verändert auch die Transporteigenschaften. GARRECHT [18] faßt diese Einflüsse auf den kapillaren Leitkoeffizienten in der Abminde-

rungsfunktion

$$f_{\text{Cl}} = \frac{\frac{\omega_{\text{Lsg}}}{\omega_{\text{H}_2\text{O}}} \frac{\cos \delta_{\text{Lsg}}}{\cos \delta_{\text{H}_2\text{O}}}}{\frac{\eta_{\text{Lsg}}}{\eta_{\text{H}_2\text{O}}}} \quad (2.64)$$

zusammen. Für Natriumchlorid folgt in Abhängigkeit von der Lösungskonzentration des Salzes $\frac{\gamma}{w_f}$

$$f_{\text{Cl}} = \frac{1}{11.6 \left(\frac{\gamma}{w_f} \right)^2 + 0.34 \frac{\gamma}{w_f} + 1}, \quad (2.65)$$

womit der Leitparameter für flüssiges Wasser \mathbf{D}_f in Gl. (2.24) abzumindern ist.

2.5 Feuchtespeicherfunktion bei Salzbelastung

In einer Lösung nehmen Salz-Ionen einen Teil der Oberfläche ein und erschweren damit das Entweichen von Wassermolekülen in den Dampfraum. Über einer Salzlösung ist der Sättigungsdampfdruck für eine definierte Temperatur daher niedriger als über dem reinen Lösungsmittel. Experimente zeigen, daß die Änderung des Dampfdruckes Δp annähernd der im Lösungsmittel gelösten Salzmenge n proportional ist, was für verdünnte Lösungen durch das Gesetz von RAOULT

$$\Delta p = E n \quad (2.66)$$

mit dem Proportionalitätsfaktor E beschrieben wird. Über einer gesättigten NaCl-Lösung stellt sich ein Dampfdruck von 75% des Sättigungsdampfdruckes über reinem Wasser ein. Das entspricht bei 20°C einer relativen Luftfeuchte von 75%.

Erreicht die Umgebungsluft von kristallinem NaCl die relative Luftfeuchte von $\varphi_{\text{hygr}} = 75\%$, so beginnt die hygroskopische Wirkung von Salz. Die kristalline Form löst sich auf. An der Gitteroberfläche des Ionenkristalls lagern sich wegen der starken Anziehungskräfte Wasserdipole an. Die dabei freierwerdende Hydratationsenergie ermöglicht den Übergang einzelner Ionen in die Lösung, wo sie weitere Wassermoleküle binden. Um die einzelnen Ionen bildet sich eine Wasserschicht, die ihre Anziehungskraft soweit abschwächt, daß die Salzionen sich frei in der Lösung bewegen können. Der Vorgang setzt sich fort, bis der gesamte Kristall aufgelöst oder die Lösung gesättigt ist.

Der Beginn hygroscopischer Wirkung ist abhängig von der Art des Salzes. Für CaCl_2 beginnt die Auflösung bereits bei $\varphi_{hygr} = 2.5\%$. Zahlreiche Salze zeigen zudem eine Temperaturabhängigkeit der hygroscopischen Wirkung. Sie ist bei NaCl und CaCl_2 jedoch kaum feststellbar.

Die hygroscopische Wirkung von Salzen beeinflusst stark die Feuchtespeicherfunktion eines porösen Mediums. GARRECHT [18] leitet für die Feuchtespeicherfunktion salzbelasteter Materialien eine mathematische Formulierung aus dem Gesetz von RAOULT ab. Unter Verwendung des Molenbruches von NaCl in H_2O lautet das Gesetz von RAOULT

$$\frac{p_{Lsg}}{p_{\text{H}_2\text{O}}} = \frac{n_{\text{H}_2\text{O}}}{n_{\text{H}_2\text{O}} + n_{\text{NaCl}}}, \quad (2.67)$$

wobei

$$n_i = \frac{f_i u_i}{M_i} \quad (2.68)$$

die Stoffmenge der entsprechenden Komponente in mol für die Konzentration u_i bezeichnet. Der Faktor f_i zur Berücksichtigung der Teilchenzahl in der Lösung ist für Wasser $f_{\text{H}_2\text{O}} = 1$ und für das in den Ionen Na^+ und Cl^- vorliegende Salz $f_{\text{NaCl}} = 2$. Die molaren Massen betragen

$$\begin{aligned} \text{H}_2\text{O} &: M_{\text{H}_2\text{O}} = 18.0 \quad \left[\frac{\text{g}}{\text{mol}} \right] \\ \text{NaCl} &: M_{\text{NaCl}} = 58.5 \quad \left[\frac{\text{g}}{\text{mol}} \right]. \end{aligned}$$

Die Konzentrationen u_i sind der Gehalt flüssigen Wassers w_f und der Salzgehalt γ . Werden die Dampfdrücke durch die relativen Porenfeuchten ersetzt, so folgt die Feuchtespeicherfunktion im überhygroscopischen Feuchtebereich zu

$$w_f = \frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{M_{\text{NaCl}}} f_{\text{NaCl}} \gamma \frac{\varphi_{Lsg}}{\varphi_{\text{H}_2\text{O}} - \varphi_{Lsg}}. \quad (2.69)$$

Sie ersetzt bei einer Salzbelastung mit $\gamma > 0$ für relative Porenfeuchten $\varphi > \varphi_{hygr}$ die Funktion (2.48) aus Abschnitt 2.3.3.

Bild 2.4 zeigt exemplarisch drei Verläufe der Feuchtespeicherfunktion nach Gln. (2.48) und (2.69) für verschiedene Salzgehalte γ , sie gelten für eine Belastung mit NaCl . Dargestellt ist nur der Bereich ab einer relativen Luftfeuchte von 50%.

Für die Anwendung eines numerischen Lösungsverfahrens muß die Feuchtespeicherfunktion an der Unstetigkeitsstelle $\varphi = \varphi_{hygr}$ und am Übergang

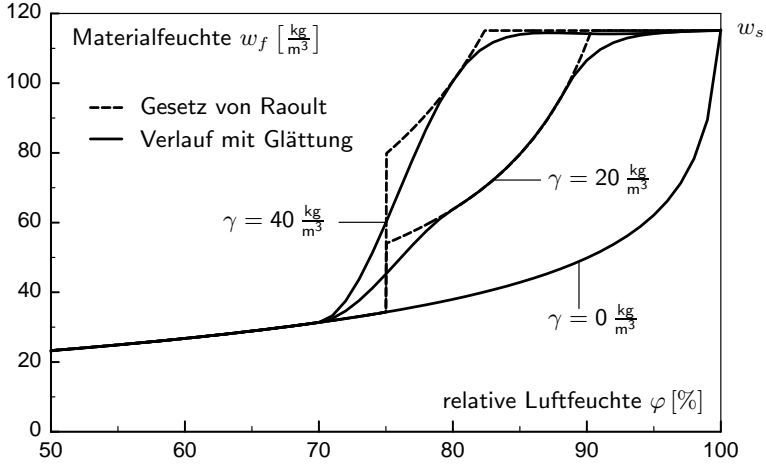


Bild 2.4: Feuchtespeicherfunktion bei Salzbelastung durch NaCl

zur Sättigungsfeuchte geglättet werden. OBERBECK [44] verwendet für die Glättung an der Unstetigkeitsstelle eine parabolische Funktion mit einem proportional zum Salzgehalt steigenden Einzugsbereich. Am Übergang zur Sättigungsfeuchte wird ein Produktansatz gewählt.

Mit der Schadstoffabhängigkeit der Feuchtespeicherfunktion sind Rate und Gradient des Gehaltes an flüssigem Wasser nach den Gln. (2.22) und (2.23)

$$\dot{w}_f = \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} \dot{\varphi} + \frac{\partial w_f}{\partial \gamma} \dot{\gamma} \quad (2.70)$$

$$\mathbf{grad} w_f = \frac{\partial w_f}{\partial \varphi} \mathbf{grad} \varphi + \frac{\partial w_f}{\partial \gamma} \mathbf{grad} \gamma. \quad (2.71)$$

Daraus folgen die zusätzlichen Kopplungsterme des Differentialgleichungssystems (2.52) bis (2.54) zu

$$c_H^C = \frac{\partial w_f}{\partial \gamma} \left(1 - \frac{\varphi}{\rho_W} \frac{p_s}{RT} \right) \quad (2.72)$$

$$\lambda_H^C = \frac{\partial \mathbf{D}_f}{\partial \gamma} \quad (2.73)$$

$$c_T^C = -r \varphi \frac{p_s}{RT} \frac{\partial w_f}{\partial \gamma}. \quad (2.74)$$

Die gekoppelte Temperatur-Feuchte-Schadstoff-Berechnung erfordert häufiges Auswerten und Differenzieren der Feuchtespeicherfunktion. Mit der von OBERBECK [44] gewählten Näherung durch HERMITE-Polynome ist das besonders im Geltungsbereich des Gesetzes von RAOULT numerisch aufwendig. Die neue Formulierung der Feuchtespeicherfunktion ist im gesamten Definitionsbereich direkt auswertbar und stetig differenzierbar. Im Geltungsbereich des Gesetzes von RAOULT ist die Materialfeuchte für gegebene relative Luftfeuchten direkt berechenbar, die Umkehrfunktion wird mit dem Verfahren zur Nullstellensuche nach NEWTON ausgewertet.

Im Bereich sehr kleiner Salzgehalte bei gleichzeitig hoher relativer Porenfeuchte geht der steile Anstieg der Feuchtespeicherfunktion mit einem kleinen Übergangsbereich in das Plateau der Sättigungsfuchte über, so daß sich die Werte der Ableitung bei kleiner Variation der Eingangsgrößen extrem ändern. Die dreidimensionale Darstellung der geglätteten Feuchtespeicherfunktion in Bild 2.5 zeigt die starken Neigungswechsel.

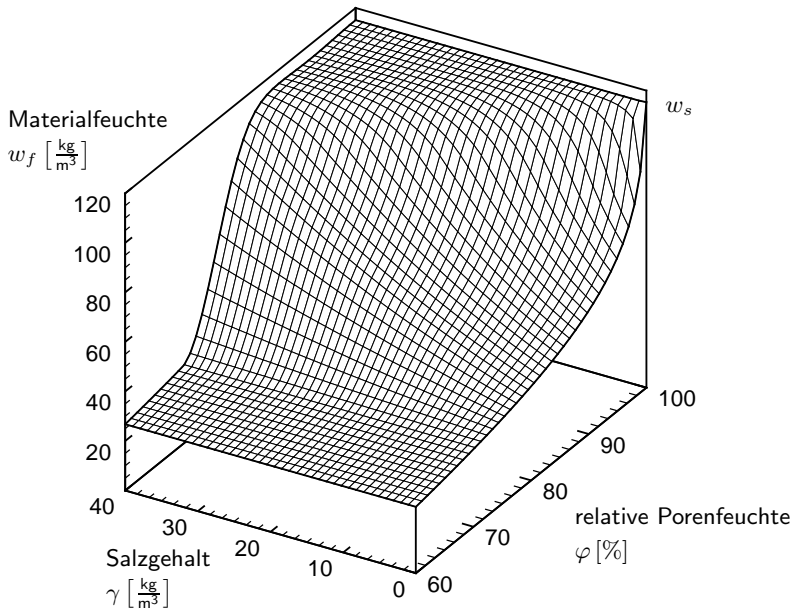


Bild 2.5: Materialfeuchte als Funktion der rel. Porenfeuchte und des Salzgehaltes

Auch die neue Formulierung der Feuchtespeicherfunktion behebt die von OBERBECK beschriebenen Konvergenzprobleme in diesem kritischen Bereich nicht vollständig. Für die Berechnung realistischer Aufgabenstellungen kann aber von einem natürlichen Mindestchloridgehalt des Betons ausgegangen werden. Nach ROSTÁSY [49] liegt der natürliche Chloridgehalt von Beton in der Praxis zwischen $\gamma_{\text{Cl}} = 0.1 \text{ M.-%}$ und $\gamma_{\text{Cl}} = 0.2 \text{ M.-%}$ bezogen auf das Zementgewicht. Bei Vorgabe natürlicher Chloridgehalte als Ausgangskonzentration ist das Berechnungsverfahren numerisch stabil.

3 Sorption und Reaktion von Schadstoffen

Die in poröse Baustoffe eindringenden Schadstoffe können sich im Porenraum anlagern oder auf verschiedene Weise mit Phasen der umgebenden Matrix reagieren. Bei der Anlagerung von Schadstoffen über Sorption an der Porenoberfläche muß es nicht zwingend zu einer chemischen Reaktion mit der umgebenden Matrix kommen. Die physikalischen Mechanismen der Sorption sind am Beispiel des Wassers bereits in Abschnitt 2.3 beschrieben. Kommt es zu chemischen Reaktionen der Schadstoffe mit der Matrix des porösen Stoffes, so ist zwischen lösendem und treibendem Angriff zu unterscheiden. Treibende Reaktionen führen zur Bildung von Phasen mit einem gegenüber den Ausgangsphasen vergrößerten Volumen. Kann der vorhandene Porenraum diese Volumenzunahme nicht aufnehmen, so entstehen bei der Phasenneubildung Spannungen, die zur Zerstörung des Gefüges führen können. Treibende Reaktionen entstehen im Beton durch Sulfate oder durch Zuschläge mit amorpher oder schlecht kristallisierter Kieselsäure. Beim lösenden Angriff werden Phasen der Matrix im Porenwasser gelöst. Durch den Abbau der Matrix nimmt die Porosität zu. Sind die gelösten Phasen für die Festigkeit der Struktur maßgebend, so führt der lösende Angriff zu einer Verringerung der Tragfähigkeit des porösen Mediums. Lösende Angriffe auf Beton werden im wesentlichen durch Säuren hervorgerufen. Reaktionsvorgänge in zementgebundenen Baustoffen sind wegen der stark variierenden chemischen Zusammensetzung des Zementsteines und der Porenwasserlösung sehr komplex. Zudem ist die Einwirkung einer Vielzahl von Schadstoffen möglich. SCHMIDT-DÖHL [55] entwickelt ein Modell zur Berechnung kombinierter chemischer Reaktions- und Transportvorgänge in mineralischen Baustoffen, das jedoch nicht für die Berechnung mehrdimensionaler Strukturen geeignet ist.

Für die Korrosion der Bewehrung in Beton sind Sorption und Reaktion korrosionsfördernder Schadstoffe in zweierlei Hinsicht von Bedeutung. Zum einen werden eindringende Stoffe durch sorptive Bindung oder Reaktion teilweise gebunden und stehen damit für den Prozeß der Bewehrungskorrosion nicht mehr zur Verfügung. Das ist der Fall bei der Einwirkung von Salzen auf Beton. Zum anderen kann die Reaktion von Schadstoffen die starke Basizität

der Porenwasserlösung abbauen, wodurch die Passivschicht des Bewehrungsstahles instabil wird und die Bewehrung ungeschützt dem Korrosionsangriff ausgesetzt ist.

Entscheidend für die Reaktion der Schadstoffe in zementgebundenen Baustoffen ist die chemische Zusammensetzung des Zementsteines. Daher geht der folgende Abschnitt kurz auf Herstellung und Hydratation von Zement ein. Die Zuschlagstoffe sind im allgemeinen auch im stark alkalischen Milieu des Zementsteines chemisch stabil und reagieren in der Regel nicht mit den hier betrachteten Schadstoffen.

3.1 Zementchemie

Als Bindemittel für Beton wird fast ausschließlich Zement verwendet. DIN 1164-1 [N2] unterscheidet Zemente nach der Zusammensetzung in die Hauptarten Portlandzement (CEM I), Portlandkompositzement (CEM II) und Hochofenzement (CEM III). Damit werden die bis 1994 üblichen Bezeichnungen Portland- (PZ), Eisenportland- (EPZ), Hochofen- (HOZ) und Traßzement (TrZ) abgelöst. Hauptbestandteile sind Portlandzementklinker, ein Sulfatträger, Hüttensand und Traß. Tabelle 3.1 gibt die ungefähre chemische Zusammensetzung der Rohstoffgemische von Normzementen an.

Bestandteil		[mittlere M.-%]		
		CEM I	CEM II	CEM III
Calciumoxid	CaO	64.0	59.0	53.0
Siliciumdioxid	SiO ₂	20.0	22.0	25.0
Aluminiumoxid	Al ₂ O ₃	5.0	7.0	9.0
Schwefeloxid	SO ₃	2.5	2.5	2.5
Eisenoxid	Fe ₂ O ₃	2.5	2.0	1.6
Magnesiumoxid	MgO	1.5	2.5	3.5
Kaliumoxid	K ₂ O	0.8	0.9	0.7
Manganoxid	Mn ₂ CO ₃	0.1	0.3	0.5
Natriumoxid	Na ₂ O	0.1	0.2	0.4
Titanoxid	TiO ₂	0.2	0.2	0.2

Tabelle 3.1: Rohstoffgemische der Normzemente nach [4], [47] und [49]

Traß ist eine überwiegend aus glasig erstarrter Kieselsäure bestehende vulkanische Asche. Der durch rasches Abkühlen, Granulieren und Mahlen von

Hochofenschlacke gewonnene Hüttensand ist ein Nebenprodukt der Roheisenverhüttung. Traß und Hüttensand benötigen für die puzzolanische bzw. latent hydraulische Reaktion Calciumhydroxid, das sich bei der Hydratation von Portlandzementklinker bildet. Portlandzementklinker entsteht durch Brennen des Rohstoffgemisches im Zementofen bis zum Sintern bei ca. 1450°C. Bei der Erhitzung bilden sich metastabile Klinkerminerale. Tabelle 3.3 enthält die gebildeten Portlandzement-Klinkerminerale, die auch als Klinkerphasen bezeichnet werden, mit den in der Zementchemie üblichen Kurzbezeichnungen nach Tabelle 3.2.

Kurzbezeichnung	C	S	A	F	CH	H
chemische Formel	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	Ca(OH) ₂	H ₂ O

Tabelle 3.2: Kurzbezeichnungen der Zementchemie

Klinkerphasen			[mittl. M.-%]
Bezeichnung	Kurzzeichen	chemische Formel	
Tricalciumsilikat	C ₃ S	3CaO · SiO ₂	63.0
Dicalciumsilikat	C ₂ S	2CaO · SiO ₂	16.0
Tricalciumaluminat	C ₃ A	3CaO · Al ₂ O ₃	11.0
Calciumaluminatferrit	C ₄ AF	4CaO · Al ₂ O ₃ · Fe ₂ O ₃	8.0
freies Magnesiumoxid		MgO	1.5
freies Calciumoxid		CaO	1.0

Tabelle 3.3: Phasenzusammensetzung der Klinkerphasen von Portlandzement

Die Zugabe von Wasser löst eine als Hydratation bezeichnete exotherme Reaktion der im energetischen Ungleichgewicht stehenden Klinkerphasen aus, die zur Bildung stabiler Hydratphasen höherer Bindungsenergie führt. Wesentlich sind dabei die mengenmäßig überwiegenden Klinkerphasen C₃S und C₂S. Ihre Reaktionsgeschwindigkeiten sind sehr unterschiedlich. Die zwei hauptsächlichen Hydratationsprodukte sind Calciumsilikathydrate $m\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot n\text{H}_2\text{O}$, kurz als C-S-H-Phasen bezeichnet, und Calciumhydroxid Ca(OH)₂. Die Festigkeit des Zementsteines beruht im wesentlichen auf den in Wasser nicht löslichen C-S-H-Phasen, die ein festes Gefüge aus

nadel- und folienartigen Strukturen bilden. Das in großen Mengen von C_3S und C_2S abgespaltene und in hexagonal-plattiger Form auskristallisierende Calciumhydroxid leistet nur einen vernachlässigbaren Beitrag zur Festigkeit des Gefüges. Wegen seiner Löslichkeit im Porenwasser führt es zusammen mit den ebenfalls gelösten Alkalien Natrium- ($NaOH$), Kalium- (KOH) und Magnesiumhydroxid ($Mg(OH)_2$) zu einer hohen Basizität des Porenwassers, die für den Korrosionsschutz des Bewehrungsstahles entscheidend ist.

Art und Anteile der einzelnen chemischen Hydratationsprodukte sind stark von Zementzusammensetzung und Hydratationsbedingungen abhängig und nur schwer zu bestimmen. TAYLOR [57] gibt Methoden für die überschlägliche Berechnung der Phasenzusammensetzung an. Einige Zementbestandteile gehen im Porenwasser in Lösung. Es muß daher von einer Porenwasserlösung gesprochen werden. Die Zusammensetzung dieser Lösung ist von der Art der Hydratationsprodukte abhängig. TAYLOR [57] gibt eine Formel zur Berechnung der Alkali-Konzentration in der Porenwasserlösung an.

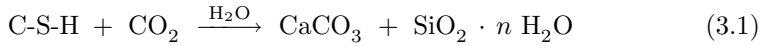
3.2 Karbonatisierung

Die Reaktion von Kohlendioxid mit Phasen des Zementsteines wird als Karbonatisierung bezeichnet. CO_2 dringt, wie in Abschnitt 2.4.1 beschrieben, nahezu ausschließlich gasförmig in den Porenraum des Betons ein und reagiert mit den im Porenwasser gelösten Alkalien. Können aus dem Zementstein keine alkalischen Phasen mehr gelöst werden, sinkt die Basizität der Porenwasserlösung stark ab. In nur schwach basischem Milieu wird die Passivschicht des Bewehrungsstahls instabil. Es kommt in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen zur Korrosion des Stahls. Für den Beton selbst hat die Karbonatisierung einen positiven Effekt. Die Bildung chemisch stabilen Calciumcarbonates in der Form von Calcit verringert wegen einer leichten Volumenzunahme gegenüber den Ausgangsphasen die Porosität des Betons und kann die Festigkeit erhöhen. Bestimmend für den Prozeß der Karbonatisierung sind die Kohlendioxidkonzentration der Umgebungsluft und die Feuchte des Betons. Einfluß haben auch die chemische Zusammensetzung des Zementes und die Betonqualität, die durch den Wasserzementwert, den Zementgehalt und die Nachbehandlung bestimmt ist.

3.2.1 Chemische Reaktion

Die chemischen Reaktionen während der Karbonatisierung des Betons sind wegen der komplexen Zusammensetzung der Porenwasserlösung sehr vielschichtig. In der Literatur sind verschiedene chemische Gleichungen zur Be-

schreibung der Karbonatisierung angegeben, unter anderem von SAETTA [52], TAYLOR [57], BIER [4] und KROPP [31]. Die chemischen Gleichgewichte und Reaktionsgleichungen geben aber nur die stöchiometrischen Verhältnisse und nicht den wirklichen Verlauf der Reaktion wieder. Mit dem eindringenden Kohlendioxid reagieren die im Porenwasser gelöste Alkalien des Zementsteines NaOH , KOH , $\text{Mg}(\text{OH})_2$ und $\text{Ca}(\text{OH})_2$. Auch C-S-H-Phasen reagieren mit dem Kohlendioxid. Aufgrund der großen Zahl verschiedener C-S-H-Phasen ist diese Reaktion schwer zu beschreiben. Genaue stöchiometrische Beziehungen können dafür nicht angegeben werden. Sicher ist die Entstehung kristallinen Calciumcarbonates und amorpher Silikathydrate, was in allgemeiner Form durch die Reaktionsgleichung

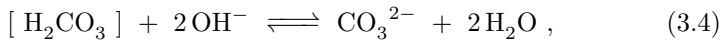


beschrieben werden kann. Die Reaktion der C-S-H-Phasen beeinflusst die Basizität der Porenwasserlösung nicht wesentlich.

Die Alkalien NaOH , KOH und $\text{Mg}(\text{OH})_2$ sind nach der Hydratation fast vollständig im Porenwasser gelöst und reagieren sofort mit dem eindringenden Kohlendioxid. Für die Dissoziation der Alkalien gilt das exemplarisch für KOH notierte chemische Gleichgewicht



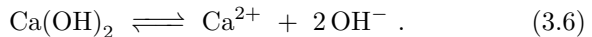
Die Lösung des Kohlendioxides im Porenwasser folgt vereinfachend den Gleichgewichten



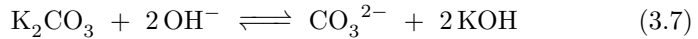
wobei die eckigen Klammern einen nicht stabilen Zustand bezeichnen. Das K^+ -Ion wird dann vom CO_3^{2-} -Ion neutralisiert



wodurch Calciumhydroxide aus dem Zementstein im Porenwasser dissoziieren können



Solange Calciumionen in der Lösung vorliegen, ist Kaliumcarbonat nicht beständig. Es bildet sich Calciumcarbonat



das in kristalliner Form als stabiles Calcit und metastabiles Aragonit ausfällt. Der Begriff „metastabil“ bezeichnet ein System, das beständig ist, obwohl im Gegensatz zum stabilen System die chemische Gleichgewichtsbedingung nicht erfüllt ist. Calciumcarbonat ist schwer löslich. Für den Ablauf der Reaktion ist flüssiges Wasser im Porenraum erforderlich, in dem sowohl die Alkalien dissoziieren als auch das Kohlendioxid in Lösung gehen kann. Die Reaktion setzt zuvor im Calciumhydroxid chemisch gebundenes Wasser frei, wie aus den Gln. (3.3), (3.4) und (3.6) bzw. der Gl. (3.9) hervorgeht.

Erst wenn das Calciumhydroxid vollständig in Calciumcarbonat umgewandelt ist, können die Kalium-, Natrium-, und Magnesiumhydroxide karbonatisieren. Das Calciumhydroxid ist in wesentlich größerer Menge vorhanden als die übrigen Alkalien und damit der entscheidende Faktor für die Basizität der Porenwasserlösung. Daher kann die Karbonatisierung vereinfachend über die Reaktion der Calciumhydroxide beschrieben werden. TAYLOR [57] betrachtet ebenfalls nur die Lösung von $\text{Ca}(\text{OH})_2$.

Die Karbonatisierung des Calciumhydroxides nach den Gln. (3.3), (3.4), (3.6) und (3.8) läßt sich unter Vernachlässigung der übrigen Alkalien nach KROPP [31] durch die Reaktionsgleichung



zusammenfassen.

Die Geschwindigkeit der chemischen Reaktion ist abhängig von Temperatur und Konzentration der beteiligten Substanzen. Wegen der großen Anzahl möglicher Reaktionen ist sie für die einzelnen Reaktionen der Karbonatisierung nicht direkt angebbar und experimentell nur für den Gesamtprozeß zu ermitteln.

3.2.2 Modell-Formulierung

Die Karbonatisierung des Calciumhydroxides ist in einem Berechnungsmodell mathematisch zu formulieren. Für die Beschreibung der chemischen Reaktion nach Gl. (3.9) kann die Reaktionsgeschwindigkeit herangezogen werden. Sie ist nach Abschnitt 3.2.1 von Temperatur und Konzentration der

beteiligten Phasen: Wasser, Kohlendioxid und Calciumhydroxid abhängig. Basierend auf einer Formulierung von BRIEGER/WITTMANN [6] entwickelt SAETTA [52] mit dem ARRHENIUS-Ansatz für die Temperaturabhängigkeit der Reaktion die Geschwindigkeit der Karbonatisierung

$$v_r = \alpha A \exp \left[-\frac{E_0}{RT} \right] f_H f_K f_{Kr}. \quad (3.10)$$

Der Faktor α berücksichtigt den Einfluß des offenen Systems auf die Geschwindigkeit der chemischen Reaktion. A und E_0 sind empirische Konstanten. Die Aktivierungsenergie E_0 gibt die zur Auslösung der Reaktion erforderliche Energie und die Stoßzahl A die Anzahl der Zusammenstöße reaktiver Teilchen pro Sekunde an. Von SAETTA empirisch ermittelte Werte der Konstanten des ARRHENIUS-Ansatzes sind im Anhang A angegeben. Die Reaktion ist nur in Lösung möglich. SAETTA beschreibt den Einfluß der Betonfeuchte mit der Funktion

$$f_H = \begin{cases} 0 & : & \varphi \leq \varphi_{\min} \\ \frac{5}{2}(\varphi - \varphi_{\min}) & : & \varphi_{\min} < \varphi \leq 0.9 \\ 1 & : & 0.9 < \varphi \end{cases} . \quad (3.11)$$

Die für den Ablauf der chemischen Reaktion erforderliche Mindestfeuchte ist nicht bekannt und wird von SAETTA mit $\varphi_{\min} \approx 50\%$ abgeschätzt. Ab einer relativen Porenfeuchte von 90% ist die maximale Reaktionsgeschwindigkeit erreicht. Aus der Annahme einer Proportionalität zwischen der Reaktionsgeschwindigkeit und der Konzentration des freien für die Reaktion verfügbaren Kohlendioxides folgt

$$f_K = \frac{\kappa}{\kappa_{\max}}, \quad (3.12)$$

wobei die maximale Konzentration freien CO_2 im Beton κ_{\max} der maximalen CO_2 -Konzentration der Umgebungsluft $\bar{\kappa}_{\infty}$ entspricht. Die Abhängigkeit der Reaktionsgeschwindigkeit von der Konzentration des im Porenwasser löslichen und damit reaktionsfähigen Calciumhydroxides wird vereinfachend linear angenommen. Unter Berücksichtigung der Proportionalität von der Konzentration verfügbaren Calciumhydroxides und der Konzentration des bereits mit dem $\text{Ca}(\text{OH})_2$ reagierten Kohlendioxides κ_r gilt

$$f_{Kr} = 1 - \frac{\kappa_r}{\kappa_{r,\max}}. \quad (3.13)$$

Die CO_2 -Bindefähigkeit $\kappa_{r,\max}$ ist die CO_2 -Menge, die vom Gehalt reaktionsfähiger Alkalien maximal gebunden werden kann. BUNTE [9] ermittelt aus Versuchen an karbonatisierten Portland-Zementsteinproben die vom Calciumhydroxid maximal bindbare CO_2 -Menge

$$\kappa_{r,\max} = 0.0052 (C - 3.2) z, \quad (3.14)$$

wobei C der CaO-Gehalt des Zementes ist. Die in geringen Mengen im Zementstein vorhandenen weiteren Alkalien werden dabei vernachlässigt. Nach LUDWIG [37] ist bei Zementen mit mehr als 60% Hüttensandanteil mit einer geringeren Bindefähigkeit zu rechnen als Gl. (3.14) angibt.

Die Reaktion der Karbonatisierung bindet eindiffundierendes CO_2 chemisch stabil und entzieht es damit der Massenbilanz des freien Kohlendioxides. Für die Bilanzgleichung (2.50) folgt als zusätzlicher Term die Rate des gebundenen Kohlendioxides $\dot{\kappa}_r$, die als CO_2 -Senke zu interpretieren ist

$$\dot{\kappa} + \dot{\kappa}_r = \bar{Q}_K - \text{div } \mathbf{q}_K. \quad (3.15)$$

Aus der als zeitlicher Änderung des Gehaltes an gebundenem CO_2 definierten Reaktionsgeschwindigkeit v_r folgt die Entwicklungsgleichung für die zusätzliche Unbekannte κ_r

$$\dot{\kappa}_r - \alpha A \exp \left[-\frac{E_0}{RT} \right] f_H f_K f_{Kr} = 0, \quad (3.16)$$

die das Differentialgleichungssystem (2.52) bis (2.54) ergänzt.

Bei der Reaktion der Karbonatisierung wird das im $\text{Ca}(\text{OH})_2$ chemisch gebundene Wasser frei. Aus der vereinfachten stöchiometrischen Beziehung (3.9) folgt, daß ein CO_2 -Molekül bei der Reaktion zu Calciumcarbonat genau ein Wassermolekül freisetzt. Unter Berücksichtigung der molaren Massen

$$\begin{array}{ll} \text{H}_2\text{O} & : \quad M_{\text{H}_2\text{O}} = 18.0 \quad \left[\frac{\text{g}}{\text{mol}} \right] \\ \text{CO}_2 & : \quad M_{\text{CO}_2} = 44.0 \quad \left[\frac{\text{g}}{\text{mol}} \right] \end{array}$$

ist die Masse freigesetzten Wassers im Verhältnis zur Masse gebundenen Kohlendioxides

$$1.0 \text{ g CO}_2 \Rightarrow 0.4091 \text{ g H}_2\text{O} . \quad (3.17)$$

Thermogravimetrische Versuche von KROPP [31] ergeben bei der Karbonatisierung von Zementsteinproben 0.42 bis 0.56 mol freigesetzten Wassers pro 1 mol gebundenem CO_2 , was 0.17 bis 0.23 g H_2O je 1 g CO_2 entspricht. Die

Überschätzung der Menge freigesetzten Wassers durch Gl. (3.17) kann in der Vernachlässigung weiterer Alkalien, die ohne Wasserabspaltung reagieren, begründet sein. Das freigesetzte Wasser ist in der Feuchtebilanz (2.53) als zusätzlicher, von der Rate des reagierten Kohlendioxides $\dot{\kappa}_r$ abhängiger Quellterm zu berücksichtigen

$$c_H^T \dot{\vartheta} + c_H^H \dot{\varphi} + c_H^{Kr} \dot{\kappa}_r - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_H^T \cdot \mathbf{grad} \vartheta] - \operatorname{div} [\boldsymbol{\lambda}_H^H \cdot \mathbf{grad} \varphi] = \bar{Q}_H, \quad (3.18)$$

wobei der Index Kr für gebundenes CO_2 steht.

Die chemische Reaktion der Karbonatisierung verursacht durch Auflösung und Umbildung von Phasen des Zementsteines und Bildung neuer Phasen eine Änderung der Zementsteinstruktur. ENCULSCU [13] gibt für die Karbonatisierung des Calciumhydroxides eine Volumenzunahme des Reaktionsproduktes gegenüber den Ausgangsphasen an, die bei Bildung von Calcit ca. 11% und bei Bildung von Aragonit ca. 3% beträgt. Der Einfluß der Karbonatisierung auf die Porosität des Zementsteines ist in der Literatur allerdings umstritten. Nach ROSTÁSY [50] und BUNTE [9] ist ein Einfluß der Karbonatisierung auf die unter Atmosphärendruck füllbare Porosität experimentell nicht eindeutig nachweisbar. KROPP [31] stellt in Versuchen an Portland-Zementsteinproben einen Einfluß der Karbonatisierung sowohl auf die über Wassersättigung im Vakuumverfahren ermittelte Gesamtporosität als auch auf das über Quecksilberdruckporosimetrie bestimmte Gesamtporenvolumen fest. Auch BIER [4] ermittelt in Versuchen an Zementstein aus PZ, EPZ und HOZ Abhängigkeiten von der Karbonatisierung. Übereinstimmend mit den Ergebnissen von KROPP sinken bei der Karbonatisierung von Zementstein aus PZ und EPZ Gesamtporosität und Porenvolumen, wogegen auf Zementstein aus HOZ kein signifikanter Einfluß festgestellt wird. BIER [4] bestimmt die Porenradienverteilung für karbonatisierte Zementsteinproben. Bei PZ und EPZ wirkt sich die Reduktion des Porenvolumens auf alle Porengrößenbereiche aus. Die Karbonatisierung von Zementstein aus HOZ bewirkt dagegen eine Verschiebung des Porenradienspektrums hin zu größeren Poren, was zunehmende Durchlässigkeit bei gleicher Porosität verursacht. Übereinstimmend wird in der Literatur festgestellt, daß PZ-Betone mit zunehmender Karbonatisierung dichter, HOZ-Betone dagegen durchlässiger werden.

3.3 Chloridbindung

Für die Korrosion der Stahlbewehrung in Beton sind Chloride von besonderer Bedeutung, da sie selbst bei hoher Basizität der Porenwasserlösung die

Passivschicht des Stahls durchbrechen. Allerdings sind sie nur als freie Ionen in der Porenwasserlösung korrosionsaktiv. Für die Bewertung der Korrosionsgefährdung sind daher gebundenes und freies Chlorid zu unterscheiden. Im Beton vorhandene Chloride können sowohl mit Phasen des Zementsteines reagieren als auch an der Porenoberfläche chemisch oder physikalisch adsorbiert, also sorptiv gebunden werden. Für die Beschreibung der Chloridbindung ist die Art des Eintrages wesentlich. Gelangen Chloride über Zement, Zuschlag oder Anmachwasser in den Beton, so reagieren sie bereits während der Hydratation mit Calciumsilikaten und Calciumaluminaten des Zementes und beeinflussen spezifische Oberfläche, Porenradienverteilung und Morphologie der Hydratationsprodukte. Zu einem späteren Zeitpunkt eindringende Chloride treffen auf die Hydratationsprodukte des Zementsteines und werden hauptsächlich sorptiv an der Porenoberfläche gebunden.

Die experimentelle Untersuchung der Chloridbindung ist sehr aufwendig. WOWRA [63] und LUNK [39] führen Versuche zu Chloridbindung durch. Untersuchungen von MÜLLER [41] zeigen die Abhängigkeit der Chloridbindung vom Karbonatisierungsgrad des Betons.

3.3.1 Chemische Reaktion und sorptive Bindung

Als Produkt chemischer Reaktionen sind im Zementstein bisher zwei chloridhaltige Phasen nachweisbar. Bei Temperaturen unter 20°C und Lösungskonzentrationen von über 15% Calciumchlorid entsteht basisches Calciumchlorid $\text{Ca}(\text{OH})\text{Cl}$, dessen großer Kristallisationsdruck wahrscheinlich für mechanische Schäden beim Frost-Tau-Wechsel verantwortlich ist. Chlorideinwirkung sowohl während der Hydratation als auch auf durchhydratisierten Zementstein führt zur Bildung von Calciumaluminatmonochlorid $3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{CaCl}_2 \cdot 10\text{H}_2\text{O}$, das auch als FRIEDELSCHE Salz bezeichnet wird. Es ist insbesondere in Anwesenheit von Kohlendioxid im Porenwasser löslich.

Auf der Grenzfläche zweier Phasen ist die physikalische Adsorption eines Stoffes durch VAN-DER-WAALS-Kräfte möglich. Bilden sich bei der Adsorption chemische Bindungen aus, so kann diese Grenzflächenreaktion als Chemisorption bezeichnet werden, um sie von einer chemischen Volumenreaktion zu unterscheiden. Die Chemisorption ist nur in monomolekularer Belegung möglich. Der Übergang zwischen beiden Mechanismen ist nach CHRISTEN [11] fließend und nur formal zu trennen. Nach WOWRA [63] ist die Chemisorption von Chlorid in Beton kaum nachweisbar. Die Grenzfläche, auf der Chlorid absorbiert wird, ist der Kontaktbereich von Porenwasserlösung und Zementsteinmatrix, also die spezifische Oberfläche des Zementsteines.

ADOLPHS [1] und WOWRA [63] erklären ausführlich mögliche Sorptionsmechanismen. Vereinfachend wird im weiteren der Begriff „Sorption“ für die reversible chemische Reaktion und die physikalische Adsorption verwendet. LUNK [39] stellt in Versuchen fest, daß bei Chlorideinwirkung auf hydratisierten Beton innerhalb der ersten 10 Tage bedeutend weniger Chlorid chemisch gebunden als an der Zementsteinoberfläche sorptiv angelagert wird, der Anteil chemisch gebundenen Chlorides jedoch mit der Zeit zunimmt. Das bestätigt die Untersuchungen zur Chloridbindung von FREY [16].

TANG/NIELSSON [56] ermitteln an zerkleinertem Portland-Zementstein Sorptionsisothermen für Calcium- und Natriumchlorid. Sie charakterisieren die Isothermen für kleine Chloridkonzentrationen als LANGMUIR- und für höhere Konzentrationen als FREUNDLICH-Isothermen. Ein Teil des gebundenen Chlorides kann durch Wasser nicht desorbiert werden, TANG/NIELSSON zufolge ist er chemisch gebunden. WOWRA [63] führt Chlorid-Sorptionsversuche an flaschenhydratisiertem Zementstein aus CEM I und CEM III durch. Die Auswertung erfolgt sowohl mit der Excess-Surface-Work-Methode (ESW-Methode) nach ADOLPHS [1] als auch durch die LANGMUIR- und die FREUNDLICH-Gleichung. Die FREUNDLICH-Gleichung ermöglicht die beste Anpassung an die experimentell bestimmten Isothermen.

Die Karbonatisierung des Betons verändert, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, sowohl die chemische Zusammensetzung der Zementsteinphasen als auch die Porenstruktur. Das beeinflusst die chemische und physikalische Chloridbindung. MÜLLER [41] stellt in Versuchen an Zementstein und Beton deutlich verminderte Chloridbindung karbonatisierter Proben fest. Das ist mit der von BIER [4] in Versuchen ermittelten starken Abnahme der spezifischen Oberfläche durch die Karbonatisierung zu erklären. Zusätzlich werden mögliche Reaktionspartner des Chlorides vom CO_2 belegt.

3.3.2 Modell-Formulierung

Grundlegende Annahme für die gewählte Beschreibung der Chloridbindung im entwickelten Modell ist die Vernachlässigbarkeit der chemischen Reaktion des Chlorides bzw. die Erfäßbarkeit einer reversiblen Reaktion über die Beschreibung der Sorption mit einer Isotherme nach WOWRA [63]. Die Formulierung ist damit nur für das nach Abschluß der Hydratation einwirkende Chlorid gültig. Die vorgenommene Vereinfachung ist zwar physikalisch nicht korrekt, aber für die Formulierung im Modell hilfreich und ohne verfälschenden Einfluß auf die Ergebnisse.

Die Sorption ist eine Gleichgewichtsreaktion, sofern die Bildung chemischer Bindungen als umkehrbare Reaktion angenommen wird. Die Menge sorp-

tiv gebundenen Chlorides $\gamma_{\text{Cl},r}$ steht dann im Gleichgewicht mit der Menge freien, im Porenwasser gelösten Chlorides γ_{Cl}

$$\gamma_{\text{Cl},r} = f(\gamma_{\text{Cl}}), \quad (3.19)$$

wobei $f(\gamma_{\text{Cl}})$ die Chlorid-Sorptionsisotherme des Betons ist. Nach WOWRA [63] ist die beste Anpassung an experimentell ermittelte Isothermen mit der FREUNDLICH-Gleichung

$$\hat{\gamma}_{\text{Cl},r} = k \hat{\gamma}_{\text{Cl}}^n \quad (3.20)$$

zu erzielen, wobei k und n die anzupassenden Parameter sind. WOWRA bezieht den Gleichgewichtsgehalt freien Chlorides $\hat{\gamma}_{\text{Cl}}$ auf das Volumen des Lösungsmittels. Der Gehalt flüssigen Wassers w_f gibt den Bezug zur Masse des Betons. Die sorptiv gebundene Chloridmenge ist dagegen in Millimol bezogen auf die Zementmasse angegeben. Sie ist über den Zementgehalt z auf die Masse des Betons zu beziehen. Aus den molaren Massen

$$\begin{array}{ll} \text{Cl} & : \quad M_{\text{Cl}} = 35.4527 \quad \left[\frac{\text{g}}{\text{mol}} \right] \\ \text{NaCl} & : \quad M_{\text{NaCl}} = 58.4425 \quad \left[\frac{\text{g}}{\text{mol}} \right] \end{array}$$

folgt der Cloridgehalt des Salzes zu

$$\gamma_{\text{Cl}} = \frac{M_{\text{Cl}}}{M_{\text{NaCl}}} \gamma = 0.6066 \gamma, \quad (3.21)$$

wobei die Zustandsgröße γ der Gehalt an NaCl ist. Die in der Einheit der Bilanzgleichung formulierte Sorptionsisotherme (3.20) ist damit

$$\gamma_r = k z M_{\text{NaCl}} 10^{-3} \left(\frac{M_{\text{Cl}}}{M_{\text{NaCl}}} \frac{10^3}{w_f} \gamma \right)^n. \quad (3.22)$$

WOWRA [63] bestimmt die Parameter k und n durch Anpassung der FREUNDLICH-Gleichung an experimentell bestimmte Sorptionsisothermen verschiedener Zemente und Salze.

Die Verringerung des Chloridbindevermögens durch die Karbonatisierung des Betons kann nach Versuchen von MÜLLER [41] proportional zum Karbonatisierungsgrad angenommen werden. Im Falle einer CO_2 -Belastung ist Gl. (3.22) mit

$$f_{Kr} = 1 - a KG \quad (3.23)$$

abzumindern, wobei a ein experimentell zu bestimmender Parameter ist.

Die Sorption entzieht das gebundene Salz der Massenbilanz des freien Salzes. Für die Bilanzgleichung des Salzhaushaltes (2.50) folgt damit als zusätzlicher Term die Rate des sorptiv gebundenen Salzes $\dot{\gamma}_r$, die je nach Verhältnis der Konzentration freien und gebundenen Salzes entweder Quelle oder Senke ist

$$\dot{\gamma} + \dot{\gamma}_r = \bar{Q}_C - \operatorname{div} \mathbf{q}_C. \quad (3.24)$$

Die Rate des Gehaltes an sorptiv gebundenem Chlorid folgt aus der Ableitung der Sorptionsisotherme (3.22)

$$\dot{\gamma}_r - \frac{d}{dt} \left[f_{Kr} k z M_{\text{NaCl}} 10^{-3} \left(\frac{M_{\text{Cl}}}{M_{\text{NaCl}}} \frac{10^3}{w_f} \gamma \right)^n \right] = 0 \quad (3.25)$$

und ist die Zustandsgleichung der zusätzlichen Unbekannten γ_r , die das Differentialgleichungssystem (2.52) bis (2.54) ergänzt.

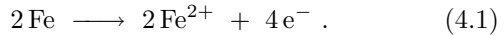
4 Bewertung der Korrosionsgefährdung

In den vorangehenden Kapiteln wird ein Modell zur Ermittlung der räumlichen und zeitlichen Verteilung der für Stahlkorrosion entscheidenden Einflußgrößen entwickelt. Diese Verteilung ist in bezug auf die Korrosionsgefährdung der Stahlbewehrung zu bewerten. Das erfordert die Kenntnis der wesentlichen Korrosionsmechanismen von Stahl in Beton. Da die einzelnen Einflußgrößen stark miteinander gekoppelt sind, müssen sie in Korrelation zueinander betrachtet werden.

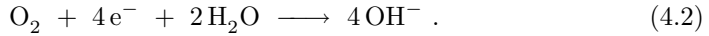
4.1 Mechanismen der Metallkorrosion

Als Korrosion von Metall wird seine Zerstörung durch chemische Prozesse bezeichnet. Grundsätzlich sind chemische und elektrochemische Korrosion zu unterscheiden. Die unmittelbare Einwirkung aggressiver Substanzen führt zur chemischen Korrosion. Häufig sind an der Korrosion von Metallen elektrochemische Vorgänge maßgeblich beteiligt. Elektrochemische Korrosion tritt auf, wenn ein Elektrolyt zwei Metallphasen mit unterschiedlichem elektrochemischen Potential verbindet. Der Elektrolyt ist eine Flüssigkeit, deren Leitfähigkeit auf dissoziierten Ionen beruht. Die Porenwasserlösung des Betons ist ein solcher Elektrolyt. Sein Leitvermögen hängt vom Dissoziationsgrad ab. Die elektrochemische Korrosion ist in Wasserstoff- und Sauerstofftyp zu unterscheiden. Im Falle beider Korrosionstypen wird Sauerstoff oxidiert. Für den Wasserstofftyp ist leitender Kontakt zweier ungleicher Metalle durch eine saure Lösung erforderlich. Die chemische Reaktion des Sauerstofftyps entsteht unter maßgeblicher Beteiligung von Sauerstoff. Sie ist für die Korrosion des Stahls im Beton hauptsächlich verantwortlich und wird am Beispiel des Rostens von Eisen vereinfacht dargestellt. Die Sauerstoffkorrosion besteht aus zwei Teilprozessen. Im anodischen Teilprozeß geben an der Oberfläche des Metalls einzelne in sich elektrisch neutrale Eisenatome ihre Valenzelektronen an das Metall ab und gehen als Kationen

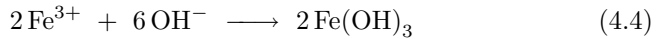
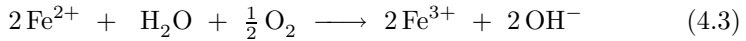
in den Elektrolyten über



Der kathodische Teilprozeß verbraucht die an das Metall abgegebenen Elektronen durch Sauerstoffreduktion



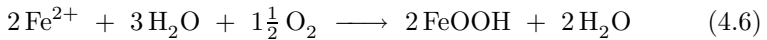
Aus den Eisenionen entsteht nach



ein Reaktionsprodukt, das durch Wasserabspaltung



eine poröse, lockere Struktur erhält. Gln. (4.1) bis (4.5) sind zusammengefaßt durch die Reaktionsgleichung



darstellbar. Für den Ablauf der Reaktion sind Wasser und Sauerstoff erforderlich.

Die Porenwasserlösung des Betons ist wegen der gelösten Alkalien des Zementsteines stark basisch mit Werten von $\text{pH} > 12.6$. Der pH-Wert ist als $\text{pH} = -\lg u_{\text{H}_3\text{O}^+}$ definiert, wobei $u_{\text{H}_3\text{O}^+}$ die Konzentration der Hydronium-Ionen bezeichnet, die in verdünnter wässriger Lösung der Hydroxid-Konzentration umgekehrt proportional ist. Die Basizität kann daher über die Konzentration der OH^{-} -Ionen beschrieben werden.

In stark basischer Umgebung bildet sich in Anwesenheit von Sauerstoff auf der Stahloberfläche eine stabile Schicht aus Eisenoxiden, die als Passivschicht bezeichnet wird. Sie besteht aus Fe_3O_4 , das auf der Grenzfläche zum Elektrolyten zu $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$ aufoxidiert. Die Dicke der Schicht liegt im Bereich weniger Nanometer, dennoch macht ihre hohe Dichte den Übergang von Metallionen in den Elektrolyten nahezu unmöglich. Damit schützt sie den Stahl vor weiterer Oxidation. Sie macht ihn „passiv“.

Die Passivschicht wird im wesentlichen durch zwei unterschiedliche Mechanismen zerstört. Zum einen verringert die in Abschnitt 3.2 dargestellte Reaktion der Karbonatisierung stark die Basizität der Porenwasserlösung. Sinkt

der pH-Wert unter einen definierten kritischen Wert, beginnt die Auflösung der Passivschicht, was als Depassivierung bezeichnet wird. Die durch Karbonatisierung hervorgerufene Korrosion ist flächig oder muldenförmig und trägt den Stahl relativ gleichmäßig ab.

Zum anderen kann die Passivschicht von Chloriden durchbrochen werden. Der Prozeß chloridinduzierter Korrosion beginnt an Fehlstellen der Passivschicht. Dort sinkt der pH-Wert lokal sehr stark ab, was unter anderem auf die Bildung von Eisenhydroxidionen bei hoher Chloridkonzentration zurückzuführen ist. Bei niedriger Chloridkonzentration repassiviert der Stahl wegen der hohen Basizität der Porenwasserlösung. Ausreichende Chloridversorgung der Fehlstelle senkt den pH-Wert unter den kritischen Wert und ermöglicht weitere Korrosion. Die Auflösung des Stahls ist bei chloridinduzierter Korrosion lokal begrenzt, da der pH-Wert nur in der Fehlstelle unter den kritischen Wert sinkt. Es entstehen tiefe Korrosionslöcher. Dieser Schädigungsmechanismus wird daher als Lochfraß bezeichnet. Die hohe Geschwindigkeit der chloridinduzierten Korrosion beruht nach RAUPACH [47] auf der Bildung von Makrokorrosionselementen aus den von Fehlstellen gebildeten Anoden und dem kathodisch wirkenden passivierten Stahl der Umgebung.

4.2 Bewertungskriterien

Der Stahl ist bei Beachtung der konstruktiven Grundregeln in einem normgerecht hergestellten Beton im allgemeinen dauerhaft gegen Korrosion geschützt. Erst wenn korrosionsschützende Eigenschaften des Betons zerstört werden oder die Konzentrationen korrosionsfördernder Schadstoffe bestimmte Grenzwerte überschreiten, kommt es zur Schädigung.

Der Korrosionsschutz durch den Beton beruht auf der Basizität der Porenwasserlösung. Die von POURBAIX eingeführten Potential-pH-Diagramme beschreiben den Einfluß des pH-Wertes auf die Korrosionsaktivität von Metallen. Sie stellen thermodynamische Gleichgewichtsbedingungen graphisch dar. Das Potential einer Phase ist als Funktion des pH-Wertes der umgebenden Lösung aufgetragen. Bild 4.1 zeigt das vereinfachte Potential-pH-Diagramm des Systems Eisen-Wasser nach POURBAIX [46].

Zwischen den gestrichelten Linien a und b ist Wasser thermodynamisch stabil. Im Bereich zur Linie a ist es sauerstoffreicher und zur Linie b sauerstoffärmer. Oberhalb der Linie a wird Wasser unter Sauerstoffentwicklung und unterhalb der Linie b durch Wasserstoffentwicklung zersetzt.

Eisen ist bei negativen Potentialen unter etwa -1.1 V über den gesamten pH-Bereich immun. Das wird für den aktiven Korrosionsschutz ausgenutzt,

indem der Stahl durch Anlegen einer Spannung kathodisch wirkt und nicht korrodieren kann. Bei Potentialen über -0.9 V bilden sich für pH-Werte zwischen 8.8 und 13.6 die Eisenoxide Fe_2O_3 und Fe_3O_4 , die das Eisen vor weiterer Korrosion schützen. Das Metall ist in diesem Bereich passiv. Unterhalb von $\text{pH} = 8.8$ und auch oberhalb von $\text{pH} = 13.6$ sind die Eisenoxide in Abhängigkeit vom Potential nicht stabil. Das Metall ist in diesem Bereich aktiv, es korrodiert.

Elektrodenpotential [V]

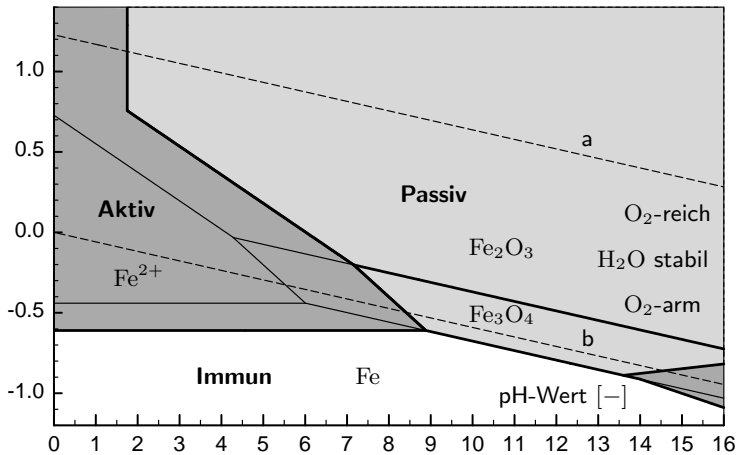


Bild 4.1: Potential-pH-Diagramm des Systems Eisen-Wasser bei 25°C nach [46]

Legierungen von Eisen mit einem Kohlenstoffgehalt unter 2% werden als Stahl bezeichnet. Reines Eisen und Stahl verhalten sich in bezug auf Korrosion nahezu gleich. Erst die Legierung mit Kupfer, Chrom oder Nickel verbessert das Korrosionsverhalten der Stähle. Für die Abschätzung der Korrosionsgefährdung von Stahl kann aus Bild 4.1 ein Grenzwert von $\text{pH} \approx 9$ entnommen werden, unterhalb dessen in Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen Korrosionsgefahr besteht. Nach ROSTÁSY [49] setzt unter atmosphärischen Bedingungen ohne Einwirkung aggressiver Substanzen die Korrosion erst oberhalb einer kritischen relativen Feuchte von 65% ein. Zusätzlich muß Sauerstoff verfügbar sein.

Die Karbonatisierung verursacht eine Abnahme der starken Basizität im Beton. Das numerische Modell erfaßt die Karbonatisierung über den Gehalt gebundenen Kohlendioxides κ_r . Der Quotient

$$KG = \frac{\kappa_r}{\kappa_{r,\max}} \quad (4.7)$$

wird als Karbonatisierungsgrad bezeichnet. Die CO_2 -Bindefähigkeit $\kappa_{r,\max}$ des Betons folgt in Abhängigkeit von der Zementzusammensetzung aus Gl. (3.14). Der pH-Wert sinkt nach Abschnitt 3.2 erst, wenn das lösliche Calciumhydroxid nahezu vollständig in Calciumcarbonat umgewandelt ist, also $KG \approx 1$ erreicht ist.

Der Ermittlung korrosionsauslösender Chloridgehalte sind zahlreiche Untersuchungen gewidmet. TRITTHART [59] stellt verschiedene in der Literatur angegebene Grenzwerte für Chloridgehalte zusammen. Sie stammen aus Laborversuchen und Untersuchungen an Bauwerken. Die angegebenen Werte für korrosionsauslösende Chloridgehalte reichen von 0.2 M.-% Cl^- bis zu 1.5 M.-% Cl^- bezogen auf das Zementgewicht. Die starken Schwankungen werden auf unterschiedliche Umgebungsbedingungen wie pH-Wert und Sauerstoffangebot zurückgeführt, die nicht erfaßt sind. Da nur der freie Chloridgehalt korrosionsauslösend wirkt, sind die Grenzwerte nur übertragbar, wenn auch die Chloridbindefähigkeit des Betons angegeben ist. Angaben von Grenzwerten ohne Berücksichtigung korrosionsrelevanter Einflußgrößen sind kaum aussagekräftig.

RAUPACH [47] führt systematische Versuche zur chloridinduzierten Korrosion von Stahl in Beton durch. Dabei werden an Korrosionszellen aus Beton Elementströme gemessen, die der Korrosionsaktivität entsprechen. Die Chloridzugabe erfolgt bei Herstellung der Korrosionszellen, angegeben ist der beigemischte Gesamtchloridgehalt bezogen auf das Zementgewicht. Die Bilder 4.2 bis 4.4 zeigen die Ergebnisse von Versuchen an Korrosionszellen aus Beton mit einem Wasserzementwert von $w/z = 0.6$ und einem Zementgehalt von 300 kg/m^3 PZ 35 F. Bild 4.2 zeigt den Einfluß des Chloridgehaltes auf die Korrosionsaktivität. Die Abnahme des Elementstromes mit der Zeit ist nach RAUPACH im wesentlichen auf mangelnde Chloridzufuhr in die Korrosionslöcher zurückzuführen. Der Chloriddiffusionswiderstand nimmt an der Fehlstelle wegen der entstehenden Korrosionsprodukte zu. Die Bilder 4.3 und 4.4 zeigen den Einfluß von Feuchte und Temperatur. Unter Einwirkung von Chlorid ist nach Bild 4.3 bereits bei relativen Luftfeuchten von 50% Korrosion feststellbar. Keiner der Versuche führt bei Chloridkonzentrationen unter 0.5 M.-% Cl^- bezogen auf das Zementgewicht zu Korrosion.

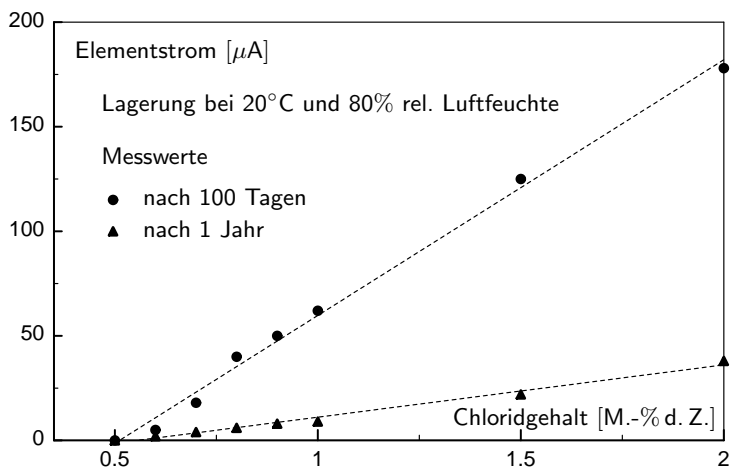


Bild 4.2: Einfluß des Chloridgehaltes auf die Korrosionsaktivität nach [47]

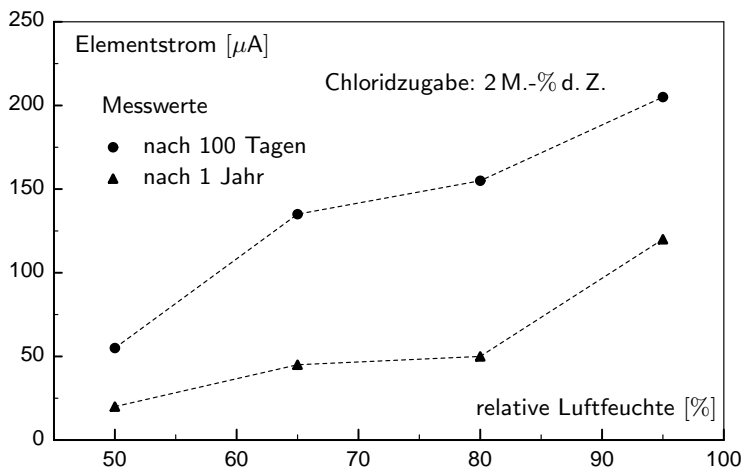


Bild 4.3: Einfluß der Feuchte auf die Korrosionsaktivität nach [47]

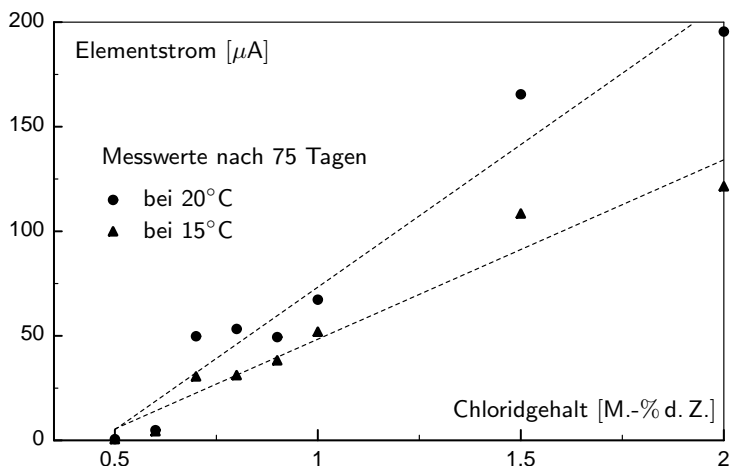


Bild 4.4: Einfluß der Temperatur auf die Korrosionsaktivität nach [47]

BREIT/SCHIESSL [5] führen an Korrosionszellen aus verschiedenen Betonen Versuche zur Ermittlung des korrosionsauslösenden Chloridgehaltes bei nachträglichem Chlorideintrag durch. Übereinstimmend mit den Untersuchungen von RAUPACH [47] folgt daraus für PZ-Beton ein kritischer korrosionsauslösender Gesamtgehalt von 0.5 M.-% Chlorid bezogen auf das Zementgewicht. An gemahlenen Bohrproben aus den Korrosionszellen wird der Gehalt an freiem Chlorid bestimmt. Das führt auf einem kritischen korrosionsauslösenden Gehalt von 0.25 M.-% freien Chlorides bezogen auf das Zementgewicht.

Der *Design Guide* des COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON [12] bewertet den Einfluß der relativen Feuchte auf die Korrosion von Stahl im Beton. Die Ergebnisse sind in der Tabelle 4.1 zusammengefaßt. Verschiedenen relativen Feuchten sind jeweils für karbonatisierten und chloridbelasteten Beton eine von vier Bewertungsstufen für die Korrosionsgefährdung zuordnet.

Zum Einfluß des Karbonatisierungsgrades auf die Korrosion durch Chlorid liegen nur sehr wenige Veröffentlichungen vor. Chloride dringen hauptsächlich in Wasser gelöst in den Beton ein, hohe Feuchten verhindern jedoch die Diffusion des Kohlendioxides. Nur wenn der Beton zwischen den Befeuch-

relative Feuchte		Korrosionsgefährdung ^a in	
		karbonatisiertem Beton	chloridbelastetem Beton
sehr niedrig	< 45%	0	0
niedrig	45 – 65%	1	1
mittel	65 – 85%	3	3
hoch	85 – 98%	2	3
gesättigt	> 98%	1	1

^a 0: vernachlässigbar, 1: gering, 2: mittel, 3: hoch

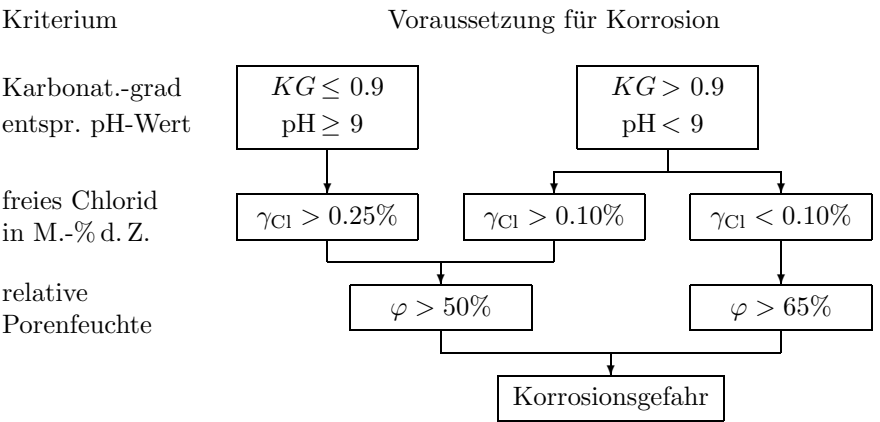
Tabelle 4.1: Einfluß der Feuchte auf die Korrosion nach [12]

tungsperioden so lange austrocknen kann, daß ein Karbonatisierungsfortschritt möglich ist, sind beide Einflüsse gleichzeitig wirksam. Sowohl Kohlendioxid als auch Chlorid reagieren mit dem Calciumhydroxid des Zementsteines, Chlorid jedoch hauptsächlich mit Aluminatphasen zu FRIEDEL'schem Salz. Die Karbonatisierung reduziert durch die stabile Bindung des Calciumhydroxides in Calcit und Aragonit die Chloridbindefähigkeit des Betons. Zusätzlich zerstört die Karbonatisierung des Betons die schützende Passivschicht auf der Stahloberfläche, so daß bereits sehr niedrige Konzentrationen freien Chlorides den Stahl angreifen. Für karbonatisierten Beton muß daher der korrosionsauslösende Chloridgehalt unter den für nicht karbonatisierten Beton angegebenen Grenzwerten liegen. Das gilt sowohl für den Gesamtgehalt als auch für den Gehalt freien Chlorides.

JUNGWIRTH/BEYER/GRÜBL [24] beobachten in karbonatisierten Betonproben bereits bei einem Gesamtchloridgehalt von 0.2 M.-% Cl^- bezogen auf das Zementgewicht Oberflächenkorrosion. Der daraus folgende korrosionsauslösende Gehalt freien Chlorides kann nach den experimentellen Untersuchungen von LUNK [39] mit ca. 50% des Gesamtchloridgehaltes entsprechend 0.1 M.-% Cl^- bezogen auf das Zementgewicht abgeschätzt werden.

Bild 4.5 faßt die Grenzwerte aus den verschiedenen Untersuchungen in Form eines Flußdiagrammes zusammen. Es ist eine vereinfachte Darstellung zur Auswertung der vom Berechnungsmodell ermittelten räumlichen und zeitlichen Verteilung der für Stahlkorrosion entscheidenden Einflußgrößen. Kriterien für die Bewertung der Korrosionsgefährdung sind Karbonatisierung, Chloridbelastung und die relative Porenfeuchte des Betons. Das Berechnungsmodell berücksichtigt nicht die Verteilung von Sauerstoff im Beton,

da Sauerstoff im allgemeinen in für die Korrosion ausreichendem Maße vorhanden ist. Eine Ausnahme bilden Bauteile unter Wasser. Die Verfügbarkeit des für die Korrosionsreaktion erforderlichen Sauerstoffs wird vorausgesetzt und ist daher im Diagramm nach Bild 4.5 nicht als Kriterium aufgeführt. Das Flußdiagramm stellt nur den Pfad dar, der zur Korrosionsgefahr führt. Ist eine der Voraussetzungen nicht erfüllt, so besteht keine Korrosionsgefährdung.



5 Numerische Umsetzung

Die in den Kapiteln 2 und 3 aufgestellten Modellgleichungen beschreiben Transport-, Speicher- und Reaktionsphänomene in porösen Medien. Sie bilden ein System gekoppelter, nichtlinearer partieller Differentialgleichungen, das die allgemeine Form einer Anfangs-Randwertaufgabe hat. Beschreibungsvariable sind die äußeren Zustandsgrößen Temperatur, relative Porenfeuchte, Gehalte freier Schadstoffe sowie Temperatur-, Feuchte- und Schadstoffstromdichten. Gehalte gebundener Schadstoffe werden als innere Zustandsgrößen aufgefaßt. Durch die Ablösung der Stromdichten und der inneren Zustandsgrößen verbleiben als Unbekannte nur Temperatur, Feuchte und Gehalte freier Schadstoffe. Aus der Abhängigkeit der Koeffizienten von den Zustandsgrößen und der Strahlungsrandbedingung nach STEFAN/BOLTZMANN folgt die starke Nichtlinearität der Differentialgleichungen. Eine analytische Lösung ist nur für spezielle entkoppelte Fälle möglich.

Für Strukturberechnungen wird die differentielle Beschreibung in eine integrale Formulierung überführt. Die Randwertaufgabe wird mit der Finite-Element-Methode (FEM) diskretisiert, die Anfangswertaufgabe mit dem Kollokationsverfahren. Das numerische Lösungsverfahren erfordert die Linearisierung des Gleichungssystems. Die Schritte zur Berechnung der Elementmatrizen der FEM sind zusammengefaßt:

- Übergang zur äquivalenten integralen Formulierung
- finite Übersetzung der Modellgleichungen in Raum und Zeit
- Wahl der Wichtungsfunktionen in Raum und Zeit
- konsistente Linearisierung
- Ablösung innerer Zustandsgrößen.

Die Elementmatrizen bilden zusammengesetzt und um Rand- und Übergangsbedingungen ergänzt das zu lösende Gesamtgleichungssystem.

5.1 Zusammenstellung der Modellgleichungen

In der folgenden Zusammenstellung sind die Modellgleichungen in symbolischer Form notiert, um die Aufbereitung für ein numerisches Lösungsverfahren übersichtlich darzustellen. Unbekannte sind die Zustandsgrößen $\mathbf{z} = [\vartheta \ \varphi \ \gamma \ \kappa]^\top$ und $\mathbf{r} = [\gamma_r \ \kappa_r]^\top$ sowie die Stromdichten $\mathbf{q} = [\mathbf{q}_T \ \mathbf{q}_H \ \mathbf{q}_C \ \mathbf{q}_K]^\top$. Die Gehalte gebundener Stoffe \mathbf{r} werden als innere Zustandsgrößen aufgefaßt. Die Zeiger i, k, m und p stehen für die in Tabelle 5.1 angegebenen Indizes. Der tiefgestellte Index bezeichnet den betrachteten Haushalt, der hochgestellte Index die Ursache; das ist die Wirkung der entsprechenden Zustandsgröße auf den betrachteten Haushalt.

	Temperatur	Feuchte	Salz		Kohlendioxid	
			frei	geb.	frei	geb.
Zustandsgröße	ϑ	φ	γ	γ_r	κ	κ_r
Index	T	H	C	Cr	K	Kr
$p :$	1	2	3	5	4	6
$i, k :$	1	2	3		4	
$m :$				1		2

Tabelle 5.1: Bezeichnungen der Zustandsgrößen und Indizes

Die Gebietsdifferentialgleichungen (2.52) bis (2.54) der verschiedenen Haushalte für Temperatur, Feuchte und Schadstoffe bestehen aus den Bilanzgleichungen der i äußeren Zustandsgrößen

$$B_i = \sum_{k=1}^4 \left[c_i^k \dot{z}_k + \operatorname{div} \mathbf{q}_i^k \right] + \sum_{m=1}^2 c_i^m \dot{r}_m - \bar{Q}_i = 0 \quad \text{in } \Omega \quad (5.1)$$

mit jeweils k Leitgesetzen für die Stromdichten \mathbf{q}_i^k

$$\mathbf{L}_i^k = \mathbf{q}_i^k + \lambda_i^k \cdot \mathbf{grad} z_k = 0 \quad \text{in } \Omega. \quad (5.2)$$

Die Zustands- und Entwicklungsgleichungen (3.16) und (3.25) der m inneren Zustandsgrößen

$$E_m = \dot{r}_m - f_m = 0 \quad (5.3)$$

ergänzen die Gebietsdifferentialgleichungen.

Die Koeffizienten der Differentialgleichungen sind Funktionen der Zustandsgrößen: $c = c(\mathbf{z}, \mathbf{r})$, $\boldsymbol{\lambda} = \boldsymbol{\lambda}(\mathbf{z}, \mathbf{r})$ und $f = f(\mathbf{z}, \mathbf{r})$.

Für eine eindeutige Zustandsbeschreibung sind die Gebietsdifferentialgleichungen um Rand- und Anfangsbedingungen zu ergänzen. Randbedingungen für die äußeren Zustandsgrößen sind in drei Formen möglich. Auf einem DIRICHLET-Rand ist die Zustandsgröße selbst vorgegeben

$$R_i^z = z_i - \bar{z}_i = 0 \quad \text{auf } \Gamma^z. \quad (5.4)$$

Der NEUMANN-Rand hat einen normal zur Oberfläche eingepprägten Randstrom. Die NEUMANN/ROBINSche Randbedingung erfaßt konvektive Randübergänge und Strahlungsübergänge. Beide Randbedingungen sind in

$$\begin{aligned} R_i^q = & - \sum_{k=1}^4 \mathbf{q}_i^k \cdot \mathbf{n} - \bar{q}_{ni} \\ & + \alpha_{ii}^i (z_i - \bar{z}_{i\infty}) + \sigma \varepsilon (z_i^4 - \bar{z}_{i\infty}^4) = 0 \quad \text{auf } \Gamma^q \end{aligned} \quad (5.5)$$

erfaßt, wobei die Strahlungsrandbedingung nur für den Temperaturhaushalt anzusetzen ist. Die Anfangsbedingungen werden mit Vorgabe der Zustandsgrößen zu Beginn des Betrachtungszeitraumes t_0

$$A_i = z_i - \bar{z}_{i0} = 0 \quad \text{in } \Omega \quad \text{und auf } \Gamma \quad (5.6)$$

erfüllt. Bilanzgleichungen, Leitgesetze, Zustands- und Entwicklungsgleichungen sowie Randbedingungen bilden ein System nichtlinearer partieller Differentialgleichungen, das im folgenden für die numerische Lösung aufbereitet wird. Zweidimensionale Aufgabenstellungen haben bei Berücksichtigung von Temperatur, Feuchte, Salzbelastung und Karbonatisierung an jedem Knoten 38 Unbekannte, das sind die Zustandsgrößen ϑ , φ , γ , γ_r , κ , κ_r und in jede Koordinatenrichtung 16 Stromdichten \mathbf{q}_i^k . Um die Anzahl der Unbekannten zu reduzieren, können die Stromdichten durch die Leitgesetze \mathbf{L}_i^k ersetzt werden. Damit folgen die Bilanzgleichungen

$$\check{B}_i = \sum_{k=1}^4 \left[c_i^k \dot{z}_k - \operatorname{div} \left(\boldsymbol{\lambda}_i^k \cdot \mathbf{grad} z_k \right) \right] + \sum_{m=1}^2 c_i^m \dot{r}_m - \bar{Q}_i = 0 \quad (5.7)$$

und die NEUMANN/ROBINSchen Randbedingungen

$$\begin{aligned} \check{R}_i^q = & \sum_{k=1}^4 \left(\boldsymbol{\lambda}_i^k \cdot \mathbf{grad} z_k \right) \cdot \mathbf{n} - \bar{q}_{ni} \\ & + \alpha_{ii}^i (z_i - \bar{z}_{i\infty}) + \sigma \varepsilon (z_i^4 - \bar{z}_{i\infty}^4) = 0. \end{aligned} \quad (5.8)$$

Die inneren Zustandsgrößen werden, um sie vollständig in der Linearisierung berücksichtigen zu können, erst nach der konsistenten Linearisierung abgelöst. Mit den Abkürzungen

$$b_i = \sum_{k=1}^4 c_i^k \dot{z}_k + \sum_{m=1}^2 c_i^m \dot{r}_m - \bar{Q}_i \quad (5.9)$$

$$\mathbf{l}_i = \sum_{k=1}^4 \lambda_i^k \cdot \mathbf{grad} z_k \quad (5.10)$$

$$v_i = \alpha_{ii}^i (z_i - \bar{z}_{i\infty}) + \sigma \varepsilon (z_i^4 - \bar{z}_{i\infty}^4) - \bar{q}_{ni} \quad (5.11)$$

folgt in verkürzter Schreibweise für die Gln. (5.7) und (5.8)

$$\check{B}_i = b_i - \operatorname{div} \mathbf{l}_i = 0 \quad (5.12)$$

$$\check{R}_i^q = \mathbf{l}_i \cdot \mathbf{n} + v_i = 0. \quad (5.13)$$

Das zu lösende Differentialgleichungssystem enthält die Bilanzgleichungen \check{B}_i , die Zustands- und Entwicklungsgleichungen E_m sowie die Randbedingungen \check{R}_i^q und R_i^z .

5.2 Integrale Formulierung

Die differentielle Formulierung wird mit dem Verfahren der gewichteten Residuen in eine äquivalente integrale Formulierung überführt. Die Gleichungen \check{B}_i und \check{R}_i^q bilden das von \mathbf{z} abhängige Funktional Π_i mit der Nebenbedingung R_i^z . Das die Nebenbedingung erfüllende Funktional

$$\bar{\Pi}_i = \Pi_i + \int_{\Gamma^z} \lambda R_i^z d\Gamma^z \quad (5.14)$$

befreit Π_i von seiner Nebenbedingung. Die Lösung $\mathbf{z}(\mathbf{x}, t)$ minimiert das Funktional in bezug auf benachbarte Funktionen. Unter Verwendung des GATEAUX-Differentials folgen aus der Variation des Funktionals

$$\delta \bar{\Pi}_i = \frac{\partial \bar{\Pi}_i(\mathbf{z}(\mathbf{x}, t))}{\partial \mathbf{z}(\mathbf{x}, t)} d\mathbf{z}(\mathbf{x}, t) = 0 \quad (5.15)$$

die Bedingungsgleichungen für die LAGRANGE-Faktoren

$$\lambda = -[\mathbf{grad} dz] \cdot \mathbf{n} = -dz_{,n}. \quad (5.16)$$

Das Verfahren der gewichteten Residuen deutet die $d\mathbf{z}$ als Wichtungsfunktionen Ψ . Damit folgt die den Differentialgleichungen (5.12), (5.13) und (5.4) äquivalente integrale Formulierung

$$\int_t \left\{ \int_{\Omega} \Psi_i \check{B}_i d\Omega - \int_{\Gamma^z} \Psi_{i,n} R_i^z d\Gamma^z + \int_{\Gamma^q} \Psi_i \check{R}_i^q d\Gamma^q \right\} dt = 0 \quad (5.17)$$

mit

$$\int_{\Omega} \Psi_i \check{B}_i d\Omega = \int_{\Omega} \Psi_i (b_i - \operatorname{div} \mathbf{l}_i) d\Omega \quad (5.18)$$

$$\int_{\Gamma^q} \Psi_i \check{R}_i^q d\Gamma^q = \int_{\Gamma^q} \Psi_i (\mathbf{l}_i \cdot \mathbf{n} + v_i) d\Gamma^q. \quad (5.19)$$

Nach Anwendung des Divergenztheorems und des 2. Integralsatzes von GAUSS/GREEN auf Gl. (5.18) ist

$$\int_{\Omega} \Psi_i \check{B}_i d\Omega = \int_{\Omega} (\Psi_i b_i + \mathbf{grad} \Psi_i \cdot \mathbf{l}_i) d\Omega - \int_{\Gamma} \Psi_i \mathbf{l}_i \cdot \mathbf{n} d\Gamma, \quad (5.20)$$

wobei eine Ableitungsordnung auf die Wichtungsfunktion übertragen wird. In Gl. (5.17) heben sich die Randleitungsterme auf Γ^q aus Gl. (5.19) mit dem Anteil des Randintegrals aus Gl. (5.20) auf, so daß wegen $\Gamma = \Gamma^q + \Gamma^z$ nur die Randleitungsterme auf Γ^z verbleiben. Werden Wichtungsfunktionen gewählt, die auf Γ^z gleich Null sind, so entfallen auch die Randleitungsterme auf Γ^z . DIRICHLETSche Randbedingungen sind von den Ansätzen exakt zu erfüllen. Damit bleiben als auszuwertende Randbedingungen die in v zusammengefaßten Anteile aus Randübergängen, Strahlung und vorgegebenen Randströmen. Gl. (5.17) vereinfacht sich zu

$$\int_t \left\{ \int_{\Omega} (\Psi_i b_i + \mathbf{grad} \Psi_i \cdot \mathbf{l}_i) d\Omega + \int_{\Gamma^q} \Psi_i v_i d\Gamma^q \right\} dt = 0. \quad (5.21)$$

Für die Gln. (5.7) und (5.8) folgt damit

$$\begin{aligned}
\check{B}_i = & \int_t \left\{ \int_{\Omega} \left\{ \sum_{k=1}^4 \left[\Psi_i c_i^k \dot{z}_k + \mathbf{grad} \Psi_i \cdot \left(\lambda_i^k \cdot \mathbf{grad} z_k \right) \right] \right. \right. \\
& \left. \left. + \sum_{m=1}^2 \Psi_i c_i^m \dot{r}_m - \Psi_i \bar{Q}_i \right\} d\Omega \right. \\
& \left. + \int_{\Gamma^q} \left\{ \Psi_i \left(\alpha_{\bar{u}}^i \left(z_i - \bar{z}_{i\infty} \right) \right. \right. \right. \\
& \left. \left. \left. + \sigma \varepsilon \left(z_i^4 - \bar{z}_{i\infty}^4 \right) - \bar{q}_{ni} \right) \right\} d\Gamma^q \right\} dt = 0. \quad (5.22)
\end{aligned}$$

Für die Zustands- und Entwicklungsgleichungen (5.3) gilt

$$E_m = \int_t \Psi_m (\dot{r}_m - f_m) dt = 0. \quad (5.23)$$

5.3 Finite Übersetzung in Raum und Zeit

Die integrale Form der Gln. (5.22) und (5.23) ist in Raum und Zeit zu diskretisieren. Für die Zustandsgrößen sind Ansätze zu wählen, die eine schematische Integration im Element ermöglichen. Äußere Zustandsgrößen werden durch einen Produktansatz aus Raum- und Zeitansatz

$$z_i(\mathbf{x}, t) = \boldsymbol{\phi}(\mathbf{x}) \cdot \boldsymbol{\theta}(t) \quad (5.24)$$

beschrieben. Für die inneren Zustandsgrößen ist nur ein Ansatz in der Zeit erforderlich. Der räumliche Ansatz für ein n -Knoten Element

$$\boldsymbol{\phi}(\mathbf{x}) = [\phi_1 \cdots \phi_n] \quad (5.25)$$

enthält normierte Ansatzfunktionen ϕ und beschreibt die Zustandsgröße $z_i(\mathbf{x})$ in jedem Punkt des Elementes als Funktion der Knotenzustandsgrößen \tilde{z}_i

$$z_i(\mathbf{x}) = \boldsymbol{\phi}(\mathbf{x}) \cdot \tilde{\mathbf{z}}_i. \quad (5.26)$$

In der Zeit ist ein linearer Ansatz ausreichend, da maximal erste Ableitungen nach der Zeit auftreten. Ausgehend von einem bekannten Zustand z_i^j zum

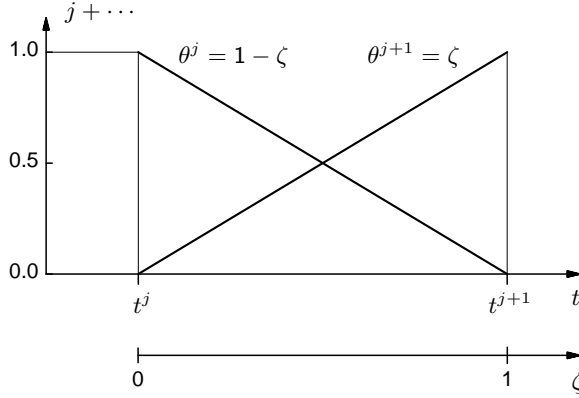


Bild 5.1: Lineares 2-Knoten-Element für die Zeitdiskretisierung

Zeitpunkt t^j , folgt mit den in Bild 5.1 dargestellten normierten Ansatzfunktionen in der Zeit $\theta(\zeta)$ der neue Zustand

$$z_i^{j+1} = \theta^j z_i^j + \theta^{j+1} z_i^{j+1}. \quad (5.27)$$

Mit der auf die Zeitschrittlänge Δt^{j+1} normierten dimensionslosen Zeitvariable

$$\zeta = \frac{t^{j+\zeta} - t^j}{\Delta t^{j+1}} \quad (5.28)$$

ist die Zustandsgröße und ihre Rate zum beliebigen Zeitpunkt ζ im Zeitschritt

$$z_i^{j+\zeta} = z_i^j + \zeta \Delta z_i^{j+1} \quad (5.29)$$

$$\dot{z}_i^{j+\zeta} = \dot{\zeta} \Delta z_i^{j+1} = \frac{1}{\Delta t^{j+1}} \Delta z_i^{j+1}. \quad (5.30)$$

Die Ansatzfunktion in der Zeit folgt aus der auf Knotenzustandsgrößen bezogenen Gl. (5.29)

$$\theta(\zeta) = \tilde{z}_i^{j+\zeta} = \tilde{z}_i^j + \zeta \Delta \tilde{z}_i^{j+1}. \quad (5.31)$$

Damit gilt für äußere Zustandsgrößen, ihre Raten und ihre Gradienten in

Raum und Zeit

$$z_i(\mathbf{x}, t) = \phi \cdot \left(\tilde{z}_i^j + \zeta \Delta \tilde{z}_i^{j+1} \right) \quad (5.32)$$

$$\dot{z}_i(\mathbf{x}, t) = \phi \cdot \dot{\zeta} \Delta \tilde{z}_i^{j+1} \quad (5.33)$$

$$\mathbf{grad} z_i(\mathbf{x}, t) = \mathbf{grad} \phi \cdot \left(\tilde{z}_i^j + \zeta \Delta \tilde{z}_i^{j+1} \right). \quad (5.34)$$

Für innere Zustandsgrößen folgt dementsprechend

$$r_m(t) = r_m^j + \zeta \Delta r_m^{j+1} \quad (5.35)$$

$$\dot{r}_m(t) = \dot{\zeta} \Delta r_m^{j+1}. \quad (5.36)$$

Bei zweidimensionalen Aufgabenstellungen wird die Geometrie durch die globalen Koordinaten x und y beschrieben. Den Zusammenhang mit den lokalen Koordinaten ξ und η stellen nach dem isoparametrischen Ansatzkonzept die Ansätze ϕ her. Das differentielle Raumelement $d\Omega$ folgt damit zu

$$d\Omega = dx dy = d\xi d\eta \det \mathbf{J}, \quad (5.37)$$

wobei die JACOBI-Matrix \mathbf{J} mit

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \phi}{\partial \xi} \\ \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{\partial \phi}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi}{\partial y} \end{bmatrix} = \mathbf{J} \cdot \begin{bmatrix} \frac{\partial \phi}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (5.38)$$

die partiellen Ableitungen der Ansätze transformiert. Für NEUMANN und NEUMANN/ROBINSchen Rand gilt mit s als umlaufender Randkoordinate

$$d\Gamma^q = \sqrt{\mathbf{n}^T \cdot \mathbf{n}} ds. \quad (5.39)$$

Das differentielle Zeitelement dt wird durch die zeitschrittbezogene lokale Koordinate ζ beschrieben

$$dt = \Delta t d\zeta. \quad (5.40)$$

Die diskretisierten Bilanzgleichungen (5.22) folgen damit zu

$$\begin{aligned}
\check{B}_i = & \int_{\zeta} \left\{ \int_{\xi} \int_{\eta} \left\{ \sum_{k=1}^4 \left[\mathbf{grad} \Psi_i \cdot \left(\lambda_i^k \Big|_{j+\zeta} \cdot \mathbf{grad} \phi \cdot \left(\tilde{z}_k^j + \zeta \Delta \tilde{z}_k^{j+1} \right) \right) \right. \right. \\
& \left. \left. + \Psi_i c_i^k \Big|_{j+\zeta} \Delta \tilde{z}_k^{j+1} \cdot \phi \dot{\zeta} \right] \right. \\
& \left. + \sum_{m=1}^2 \Psi_i c_i^m \Big|_{j+\zeta} \dot{\zeta} \Delta r_m^{j+1} - \Psi_i \bar{Q}_i \Big|_{j+\zeta} \right\} \det \mathbf{J} d\xi d\eta \\
& + \int_s \Psi_i \left(\alpha_{ii}^i \Big|_{j+\zeta} \left(\phi \cdot \left(\tilde{z}_i^j + \zeta \Delta \tilde{z}_i^{j+1} \right) - \bar{z}_{i\infty} \right) \right. \\
& + (\sigma \varepsilon) \Big|_{j+\zeta} \left(\left[\phi \cdot \left(\tilde{z}_i^j + \zeta \Delta \tilde{z}_i^{j+1} \right) \right]^4 - \bar{z}_{i\infty}^4 \right) \\
& \left. - \bar{q}_{ni} \Big|_{j+\zeta} \right) \sqrt{\mathbf{n}^T \cdot \mathbf{n}} ds \Big\} \Delta t d\zeta = 0. \tag{5.41}
\end{aligned}$$

Die diskretisierten Zustands- und Entwicklungsgleichungen (5.23) sind

$$E_m = \int_{\zeta} \Psi_m \left(\dot{\zeta} \Delta r_m^{j+1} - f_m \Big|_{j+\zeta} \right) \Delta t d\zeta = 0. \tag{5.42}$$

5.4 Wichtungsfunktionen

Da die Ansatzfunktionen nur in Sonderfällen den exakten Lösungsverlauf beschreiben, entstehen verteilt in Raum und Zeit Fehler. Das Verfahren der gewichteten Residuen verteilt das Gewicht der Fehler durch Wichtungsfunktionen. Nach dem in der FEM verwendeten Konzept von GALERKIN ist die Wichtungsfunktion im Raum die erste Variation der Ansatzfunktion. Das führt bei selbstadjungierten Aufgabenstellungen auf symmetrische Gleichungssysteme. Freiwerte des Ansatzes (5.32) sind die unbekannten Zuwüchse $\Delta \tilde{z}_i^{j+1}$. Damit sind die Wichtungsfunktionen

$$\Psi_i = \delta z_i = \phi \cdot \zeta_W \delta \Delta \tilde{z}_i^{j+1} = \phi \cdot \zeta_W \mathbf{1}. \tag{5.43}$$

Da für die inneren Zustandsgrößen nur Ansätze in der Zeit gewählt werden, sind die Wichtungsfunktionen der Zustands- und Entwicklungsgleichungen

$$\Psi_m = \delta r_m = \zeta_W \delta \Delta r_m^{j+1} = \zeta_W \mathbf{1}. \tag{5.44}$$

Die Modellgleichungen bilden eine Anfangswertaufgabe 1. Ordnung, die mit Kollokationsverfahren gelöst wird. Das führt auf ein inkrementelles Zeitschrittverfahren. Die DIRAC-Funktion δ als Wichtungsfunktion in der Zeit erzwingt mit

$$\zeta_W = \delta |\zeta - \nu| = \begin{cases} 0 & \text{für } \zeta \neq \nu \\ \infty & \text{für } \zeta = \nu \end{cases} \quad (5.45)$$

den Fehler an einem diskreten Zeitpunkt zu Null. Die Gln. (5.41) und (5.42) werden in der Zeit durch direkte Integration gelöst. Da die Integration der DIRAC-Funktion genau den Wert 1 liefert, folgt für beliebige Funktionen $g(\zeta)$

$$\int_{-\infty}^{\infty} g(\zeta) \delta |\zeta - \nu| d\zeta = g(\nu), \quad (5.46)$$

wodurch die Integrale über die Zeit entfallen und sämtliche Größen an der Kollokationsstelle ν auszuwerten sind. Kollokation an der Stelle $\nu = 0$ führt auf das explizite EULER-Vorwärts-Verfahren, das allerdings nur begrenzt stabil ist. Die Zeitintegration für $0 < \nu \leq 1$ wird als implizites Verfahren bezeichnet. Aus $\nu = 0.5$ folgt die Mittelpunkregel und aus $\nu = 1$ das EULER-Rückwärts-Verfahren. Für $0.5 \leq \nu \leq 1$ ist das implizite Verfahren unbegrenzt stabil.

Nach Kollokation an der Stelle ν sind die Elementmatrizen

$$\mathbf{K}_i^k = \int_{\eta} \int_{\xi} \phi c_i^k|_{j+\nu} \phi \frac{1}{\Delta t^{j+1}} \det \mathbf{J} d\xi d\eta \quad (5.47)$$

$$\mathbf{M}_i^m = \int_{\eta} \int_{\xi} \mathbf{I} \phi c_i^m|_{j+\nu} \frac{1}{\Delta t^{j+1}} \det \mathbf{J} d\xi d\eta \quad (5.48)$$

$$\mathbf{L}_i^k = \int_{\eta} \int_{\xi} \mathbf{grad} \phi \cdot \boldsymbol{\lambda}_i^k|_{j+\nu} \cdot \mathbf{grad} \phi \det \mathbf{J} d\xi d\eta \quad (5.49)$$

und die Elementvektoren

$$\mathbf{w}_i = \int_{\eta} \int_{\xi} \phi \bar{Q}_i|_{j+\nu} \det \mathbf{J} d\xi d\eta \quad (5.50)$$

$$\mathbf{u}_i = \int_s \phi \alpha_{\bar{u}}^i|_{j+\nu} \left(\phi \cdot \left(\tilde{\mathbf{z}}_i^j + \nu \Delta \tilde{\mathbf{z}}_i^{j+1} \right) - \tilde{\mathbf{z}}_{i\infty} \right) \sqrt{\mathbf{n}^T \cdot \mathbf{n}} ds \quad (5.51)$$

$$\mathbf{s}_i = \int_s \phi (\sigma \varepsilon)|_{j+\nu} \left(\left[\phi \cdot \left(\tilde{\mathbf{z}}_i^j + \nu \Delta \tilde{\mathbf{z}}_i^{j+1} \right) \right]^4 - \tilde{\mathbf{z}}_{i\infty}^4 \right) \sqrt{\mathbf{n}^T \cdot \mathbf{n}} ds \quad (5.52)$$

$$\mathbf{t}_i = \int_s \phi \bar{q}_{ni} \sqrt{\mathbf{n}^T \cdot \mathbf{n}} ds. \quad (5.53)$$

Das Elementgleichungssystem besteht aus den Gleichungen

$$\begin{aligned} \ddot{\mathbf{B}}_i = & \left(\sum_{k=1}^4 \left[\mathbf{K}_i^k \Delta \tilde{\mathbf{z}}_k^{j+1} + \mathbf{L}_i^k \cdot \left(\tilde{\mathbf{z}}_k^j + \nu \Delta \tilde{\mathbf{z}}_k^{j+1} \right) \right] \right. \\ & \left. + \sum_{m=1}^2 \mathbf{M}_i^m \Delta \mathbf{r}_m^{j+1} - \mathbf{w}_i + \mathbf{u}_i + \mathbf{s}_i - \mathbf{t}_i \right) \Delta t^{j+1} = \mathbf{0} \end{aligned} \quad (5.54)$$

und

$$\mathbf{E}_m = \left(\Delta \mathbf{r}_m^{j+1} \frac{1}{\Delta t^{j+1}} - \mathbf{f}_m|_{j+\nu} \right) \Delta t^{j+1} = \mathbf{0} \quad (5.55)$$

für die unbekannten Zuwüchse $\Delta \tilde{\mathbf{z}}^{j+1}$ der Knotenzustandsgrößen $\tilde{\mathbf{z}}$ und $\Delta \mathbf{r}^{j+1}$ der inneren Zustandsgrößen im Gaußpunkt \mathbf{r} im Zeitinkrement Δt^{j+1} . Da die Koeffizienten in den Gln. (5.54) und (5.55) von den Zustandsgrößen abhängen, ist das Elementgleichungssystem nichtlinear. Die Nichtlinearität der Gleichungen des Temperaturhaushaltes folgt zusätzlich aus der Strahlungsrandbedingung nach STEFAN/BOLTZMANN. Bei impliziten Verfahren mit $\nu > 0$ können die Zuwüchse der Zustandsgrößen nur iterativ ermittelt werden. Für die numerische Lösung ist das Elementgleichungssystem konsistent zu linearisieren.

5.5 Konsistente Linearisierung

Mit dem Vektor der Unbekannten $\mathbf{u} = [\Delta \tilde{\mathbf{z}} \ \Delta \mathbf{r}]^T$ hat das Gleichungssystem die allgemeine Form der nichtlinearen Nullstellenaufgabe

$$\mathbf{G}(\mathbf{u}) = \mathbf{0}, \quad (5.56)$$

die mit dem Verfahren von NEWTON-RAPHSON gelöst wird. Unter Verwendung des Differentials

$$DG(\mathbf{u}) = \frac{\partial G}{\partial \mathbf{u}} d\mathbf{u} \quad (5.57)$$

gilt ausgehend von einer Näherungslösung \mathbf{u} für jede Gleichung

$$G(\mathbf{u} + d\mathbf{u}) = G(\mathbf{u}) + DG(\mathbf{u}) = 0. \quad (5.58)$$

Daraus folgt die in den unbekannten iterativen Zuwüchsen $d\mathbf{u}$ lineare Gleichung

$$\frac{\partial G(\mathbf{u})}{\partial \mathbf{u}} d\mathbf{u} = -G(\mathbf{u}). \quad (5.59)$$

Die Differentiation nach Gl. (5.57) ist für alle Gleichungen G nach

$$DG = \sum_{p=1}^6 \frac{\partial G}{\partial \mathbf{u}_p} d\mathbf{u}_p \quad (5.60)$$

durchzuführen. Damit folgen die konsistent linearisierten Bilanzgleichungen

$$\begin{aligned} & \sum_{p=1}^6 \frac{\partial}{\partial \mathbf{u}_p} \left[\sum_{k=1}^4 \left[\mathbf{K}_i^k \Delta \tilde{\mathbf{z}}_k^{j+1} + \mathbf{L}_i^k \cdot \left(\tilde{\mathbf{z}}_k^j + \nu \Delta \tilde{\mathbf{z}}_k^{j+1} \right) \right] \right. \\ & \quad \left. + \sum_{m=1}^2 \mathbf{M}_i^m \Delta \mathbf{r}_m^{j+1} - \mathbf{w}_i + \mathbf{u}_i + \mathbf{s}_i - \mathbf{t}_i \right] \Delta t^{j+1} d\mathbf{u}_p \\ &= - \left(\sum_{k=1}^4 \left[\mathbf{K}_i^k \Delta \tilde{\mathbf{z}}_k^{j+1} + \mathbf{L}_i^k \cdot \left(\tilde{\mathbf{z}}_k^j + \nu \Delta \tilde{\mathbf{z}}_k^{j+1} \right) \right] \right. \\ & \quad \left. + \sum_{m=1}^2 \mathbf{M}_i^m \Delta \mathbf{r}_m^{j+1} - \mathbf{w}_i + \mathbf{u}_i + \mathbf{s}_i - \mathbf{t}_i \right) \Delta t^{j+1} \quad (5.61) \end{aligned}$$

und die konsistent linearisierten Zustands- und Entwicklungsgleichungen

$$\begin{aligned} & \sum_{p=1}^6 \frac{\partial}{\partial \mathbf{u}_p} \left[\left(\Delta \mathbf{r}_m^{j+1} \frac{1}{\Delta t^{j+1}} - \mathbf{f}_m|_{j+\nu} \right) \right] \Delta t^{j+1} d\mathbf{u}_p \\ &= - \left(\Delta \mathbf{r}_m^{j+1} \frac{1}{\Delta t^{j+1}} - \mathbf{f}_m|_{j+\nu} \right) \Delta t^{j+1}. \quad (5.62) \end{aligned}$$

Der Vektor der Unbekannten

$$\begin{aligned} d\mathbf{u} &= \left[d\Delta \tilde{\mathbf{z}}_1^{j+1} \quad d\Delta \tilde{\mathbf{z}}_2^{j+1} \quad d\Delta \tilde{\mathbf{z}}_3^{j+1} \quad d\Delta \tilde{\mathbf{z}}_4^{j+1} \quad d\Delta \mathbf{r}_1^{j+1} \quad d\Delta \mathbf{r}_2^{j+1} \right]^T \\ &= \left[d\Delta \tilde{\boldsymbol{\vartheta}}^{j+1} \quad d\Delta \tilde{\boldsymbol{\varphi}}^{j+1} \quad d\Delta \tilde{\boldsymbol{\gamma}}^{j+1} \quad d\Delta \tilde{\boldsymbol{\kappa}}^{j+1} \quad d\Delta \boldsymbol{\gamma}_r^{j+1} \quad d\Delta \boldsymbol{\kappa}_r^{j+1} \right]^T \end{aligned}$$

enthält die iterativen Zuwächse der äußeren Zustandsgrößen im Knoten $d\Delta \tilde{\mathbf{z}}^{j+1}$ und der inneren Zustandsgrößen im Gaußpunkt $d\Delta \mathbf{r}^{j+1}$ im Zeitinkrement Δt^{j+1} .

5.6 Ablösung innerer Zustandsgrößen

Die Formulierung nach Gln. (5.61) und (5.62) ist vergleichbar mit einer gemischten Formulierung von Aufgabenstellungen der Festkörpermechanik.

Das konsistent linearisierte Differentialgleichungssystem enthält mit den Bezeichnungen nach Gln. (5.54) und (5.55) und den Abkürzungen

$$\breve{\mathbf{B}}_{i,p} = \frac{\partial}{\partial \mathbf{u}_p} \breve{\mathbf{B}}_i \quad \text{und} \quad \mathbf{E}_{m,p} = \frac{\partial}{\partial \mathbf{u}_p} \mathbf{E}_m \quad (5.63)$$

die Bilanzgleichungen

$$\sum_{p=1}^6 \breve{\mathbf{B}}_{i,p} d\mathbf{u}_p = -\breve{\mathbf{B}}_i \quad (5.64)$$

und die Zustands- und Entwicklungsgleichungen

$$\sum_{p=1}^6 \mathbf{E}_{m,p} d\mathbf{u}_p = -\mathbf{E}_m \quad (5.65)$$

für die iterativen Zuwüchse der Zustandsgrößen $d\mathbf{u}$ im Zeitinkrement.

Um die Anzahl der Unbekannten zu reduzieren, können die Zustands- und Entwicklungsgleichungen (5.65) abgelöst werden. Die Elimination der Zustandsgröße für den Gehalt gebundenen Kohlendioxides $d\mathbf{u}_6 = d\Delta\kappa_r^{j+1}$ reduziert das System auf die Bilanzgleichungen

$$\sum_{p=1}^5 \left[\breve{\mathbf{B}}_{i,p} - \breve{\mathbf{B}}_{i,6} \mathbf{A}_{6,p} \right] d\mathbf{u}_p = -\breve{\mathbf{B}}_i + \breve{\mathbf{B}}_{i,6} \mathbf{A}_6 \quad (5.66)$$

und die Zustandsgleichung des Gehaltes gebundenen Chlorides

$$\sum_{p=1}^5 \left[\mathbf{E}_{5,p} - \mathbf{E}_{5,6} \mathbf{A}_{6,p} \right] d\mathbf{u}_p = -\mathbf{E}_5 + \mathbf{E}_{5,6} \mathbf{A}_6 \quad (5.67)$$

mit

$$\mathbf{A}_6 = \mathbf{E}_6 \mathbf{E}_{6,6}^{-1} \quad (5.68)$$

$$\mathbf{A}_{6,p} = \mathbf{E}_{6,p} \mathbf{E}_{6,6}^{-1}. \quad (5.69)$$

Nach Elimination der Zustandsgröße für den Gehaltes gebundenen Chlorides $d\mathbf{u}_5 = d\Delta\gamma_r^{j+1}$ verbleiben nur die Bilanzgleichungen

$$\begin{aligned} & \sum_{p=1}^4 \left[\left(\breve{\mathbf{B}}_{i,p} - \breve{\mathbf{B}}_{i,6} \mathbf{A}_{6,p} \right) - \left(\breve{\mathbf{B}}_{i,5} - \breve{\mathbf{B}}_{i,6} \mathbf{A}_{6,5} \right) \mathbf{A}_{5,p} \right] d\mathbf{u}_p \\ &= - \left(\breve{\mathbf{B}}_i + \breve{\mathbf{B}}_{i,6} \mathbf{A}_6 \right) - \left(\breve{\mathbf{B}}_{i,5} - \breve{\mathbf{B}}_{i,6} \mathbf{A}_{6,5} \right) \mathbf{A}_5 \end{aligned} \quad (5.70)$$

mit

$$\mathbf{A}_5 = (\mathbf{E}_5 - \mathbf{E}_{5,6} \mathbf{A}_6) (\mathbf{E}_{5,5} - \mathbf{E}_{5,6} \mathbf{A}_{6,5})^{-1} \quad (5.71)$$

$$\mathbf{A}_{5,p} = (\mathbf{E}_{5,p} - \mathbf{E}_{5,6} \mathbf{A}_{6,p}) (\mathbf{E}_{5,5} - \mathbf{E}_{5,6} \mathbf{A}_{6,5})^{-1}. \quad (5.72)$$

Unbekannte des Systems sind im Zeitinkrement Δt^{j+1} nur die iterativen Zuwächse der äußeren Zustandsgrößen im Knoten

$$d\Delta \tilde{\mathbf{z}}^{j+1} = \begin{bmatrix} d\Delta \tilde{\boldsymbol{\vartheta}}^{j+1} & d\Delta \tilde{\boldsymbol{\varphi}}^{j+1} & d\Delta \tilde{\boldsymbol{\gamma}}^{j+1} & d\Delta \tilde{\boldsymbol{\kappa}}^{j+1} \end{bmatrix}^T,$$

also Temperatur, Feuchte, Gehalt ungebundenen Salzes und freien Kohlendioxides. In der Nachlaufrechnung werden die Stromdichten aus den Leitgesetzen und die Gehalte reagierter Schadstoffe aus den Zustands- und den Entwicklungsgleichungen ermittelt.

Da zustandsgrößenabhängige Leitkoeffizienten auf unsymmetrische Terme führen, ist das Gleichungssystem (5.70) stets unsymmetrisch. Zur Verringerung der Rechenzeit kann der Temperaturhaushalt in jedem Iterationsschritt separat berechnet werden. Da die Änderungsgeschwindigkeit des Temperaturfeldes die der Feuchte- und Schadstofffelder um Zehnerpotenzen übersteigt, kann der Einfluß von Raten und Gradienten dieser Zustandsgrößen auf den Temperaturhaushalt vernachlässigt werden. Bei der Lösung des verbleibenden Gleichungssystems ist der Einfluß von Rate und Gradient der Temperatur vollständig berücksichtigt, da die entsprechenden Terme mit den vorab ermittelten Temperaturzuwüchsen in die rechte Seite eingehen. Die Kopplung der Temperatur an die übrigen Zustandsgrößen ist dadurch nicht beeinträchtigt.

6 Verifikation des Modells an Experimenten

Das entwickelte Modell ist durch den Vergleich von Meßdaten experimenteller Untersuchungen mit Berechnungsergebnissen aus der numerischen Simulation der Versuche zu verifizieren. Da Versuche meßtechnisch nur eine begrenzte Zahl von Parametern erfassen können, beschränken sich experimentelle Untersuchungen überwiegend auf entkoppelte Fragestellungen oder auf die Kopplung maximal zweier Einflußparameter, wie Feuchte und Salzbelastung. Für die vom Modell erfaßte Kopplung verschiedener Einflußparameter liegen nur wenige Versuchsdaten vor. Die Verifikation der implementierten Wechselwirkungen kann nur qualitativ an eindimensionalen Strukturen mit gezielt gewählten Randbedingungen überprüft werden. Häufig sind die Materialparameter der untersuchten Betone nur unvollständig angegeben. Für die Berechnung werden daher zum Teil Parameter aus Versuchen an vergleichbaren Betonen angesetzt.

OBERBECK [44] führt umfangreiche Berechnungen zur Verifikation des Transport- und Speichermodells für Temperatur, Feuchte und Salze durch. Wesentliche Änderungen in dem von OBERBECK übernommenen Teil des Simulationsmodells, wie die Implementierung der in Abschnitt 2.3 entwickelten Feuchtespeicherfunktion, machen die erneute Absicherung der Temperatur-Feuchte-Kopplung an Versuchen erforderlich.

6.1 Versuch zur Temperatur-Feuchte-Kopplung

Für die Verifikation gekoppelter Temperatur-Feuchte-Berechnungen eignet sich die in HUNDT [22] und [23] dargestellte Langzeituntersuchung zur Wärme- und Feuchtigkeitsleitung in Beton unter Einwirkung eines Temperaturgefälles. Dabei werden thermische und hygrische Daten von sechs Betonbalken über einen Zeitraum von ca. drei Jahren gemessen.

Die Betonzusammensetzung des für die Vergleichsrechnung betrachteten Balkens Nr. 5 ist in Anhang C angegeben. Der 2.40 m lange Balken ist an den Längsseiten thermisch und hygrisch isoliert. Eine Stirnseite ist dampfdicht versiegelt und durch eine Heizplatte auf 80°C erhitzt. Bild 6.1 zeigt die Geo-

metrie des Betonbalkens und die Randbedingungen des Versuches.

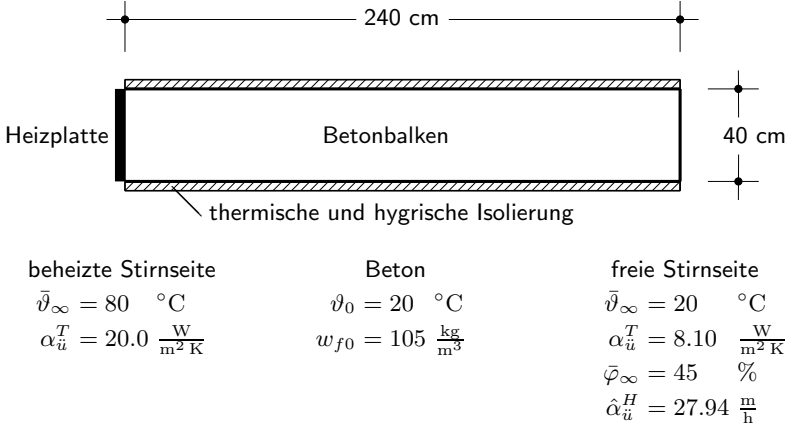


Bild 6.1: Geometrie und Randbedingungen des Betonbalkens

Wegen der Randbedingungen ist eine gekoppelte Temperatur-Feuchte-Berechnung mit eindimensionalem Modell in Balkenlängsrichtung ausreichend. Die angesetzten Modellparameter sind nach OBERBECK [44]:

Temperaturhaushalt	Feuchtehaushalt
$\hat{\lambda}_{T,tr} = 1.85 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$	$D_{f,tr} = 5.0 \cdot 10^{-9} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$
$\hat{\lambda}_{T,s} = 2.70 \frac{\text{W}}{\text{m K}}$	$D_{f,s} = 3.0 \cdot 10^{-5} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$
$c_B = 0.2860 \frac{\text{Wh}}{\text{kg K}}$	$\mu = 150.0$

Weitere Parameter für das verwendete Modell des Feuchtetransportes nach KIESSL [26] sind dem Anhang A zu entnehmen. Da die Feuchtespeicherfunktion des verwendeten Betons in HUNDT [22] nicht angegeben ist, werden die in Abschnitt 2.3.3 dargestellten Werte von GERTIS/KIESSL [19] angesetzt. Die berechneten Temperaturverläufe zeigen in Bild 6.2 gute Übereinstimmung mit den im Versuch gemessenen Temperaturwerten nach HUNDT [22]. Nach 339 Tagen hat sich ein linearer Temperaturverlauf über die Balkenlänge eingestellt. Der Wärmestrom von der beheizten Stirnseite zur freien Oberfläche ist konstant und hat die Temperatur an der freien Stirnseite auf ca. 28°C erhöht. Das instationäre Verhalten des Wärmedurchgangs ist nahezu abgeklungen. Im Falle einer entkoppelten Temperaturberechnung wäre der stationäre Gleichgewichtszustand erreicht. Die in der Simulation berücksich-

tigte Kopplung mit dem Feuchtehaushalt bewirkt aber noch geringe Änderungen des Temperaturverlaufs.

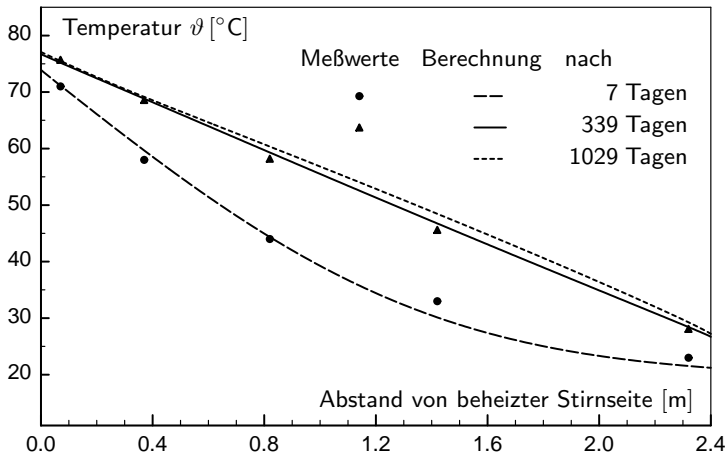


Bild 6.2: Temperaturverteilung: Vergleich eigener Berechnungen mit [22]

Die Bilder 6.3 und 6.4 stellen den berechneten Feuchteverteilungen die entsprechenden Meßwerten aus HUNDT [23] gegenüber. Dargestellt sind die Verteilungen nach ca. $1\frac{1}{2}$ Jahren, entsprechend 550 Tagen, und nach ca. $2\frac{3}{4}$ Jahren, entsprechend 1029 Tagen. An der freien Stirnseite trocknet der Balken wegen der niedrigen relativen Umgebungsluftfeuchte von $\varphi_\infty = 45\%$ auf eine Materialfeuchte von unter 30 kg/m^3 aus. Eine entkoppelte Feuchteberechnung kann nur diesen Effekt abbilden. Die Trocknung der beheizten Stirnseite ist nur durch die Kopplung mit dem Temperaturhaushalt zu erfassen. Obwohl an der dampfdicht versiegelten Stirnseite keine Feuchteaus-tauschprozesse mit der Umgebung möglich sind, sinkt die Materialfeuchte infolge der Erwärmung ab. Der im Bild 6.2 dargestellte Temperaturverlauf erzeugt ein in das Balkeninnere gerichtetes Dampfdruckgefälle mit einem Dampfstrom in gleicher Richtung. Der von dem entstehenden Gradienten der Materialfeuchte ausgelöste entgegengesetzte Feuchtestrom wirkt sich wegen der großen Temperaturdifferenz zwischen den Stirnseiten nicht aus. Die gekoppelte Temperatur-Feuchte-Berechnung bildet sowohl das thermische als auch das hygrische Verhalten des untersuchten Betonbalkens qualitativ und quantitativ recht genau ab.

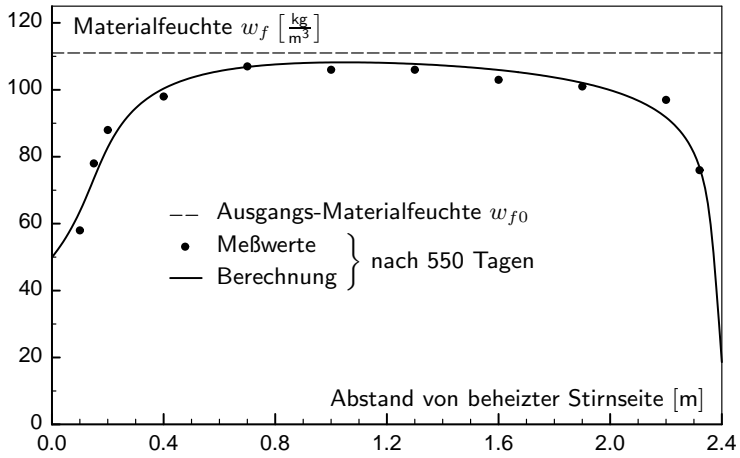


Bild 6.3: Feuchteverteilung: Vergleich eigener Berechnungen mit [23]

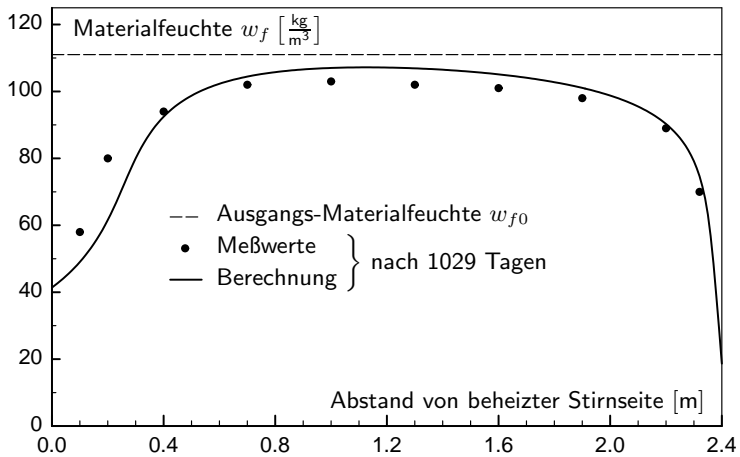


Bild 6.4: Feuchteverteilung: Vergleich eigener Berechnungen mit [23]

6.2 Karbonatisierung

Das einführende Beispiel veranschaulicht den Ablauf der Karbonatisierung und die starke Beeinflussung durch den Feuchtehaushalt des Betons. Es simuliert die Karbonatisierung einer 40 cm dicken Betonwand unter atmosphärischer CO_2 -Konzentration von $\bar{\kappa}_\infty = 5.4 \cdot 10^{-4} \text{ kg/m}^3$. Für die Berechnung wird der in HUNDT [22] untersuchte PZ-Beton angesetzt, dessen Zementzusammensetzung und Betondaten dem Anhang C zu entnehmen sind. Nach BUNTE [9] folgt für den gewählten Beton der O_2 -Diffusionskoeffizient zu $D_{\text{O}} = 1.55 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$. Die Modellparameter des Temperatur- und Feuchtehaushaltes sind im Abschnitt 6.1 angegeben. Die Wand ist der Witterung ausgesetzt, aber vor Schlagregen geschützt. Bei homogener Einwirkung auf die Wandoberfläche ist eine Berechnung mit eindimensionalem Modell ausreichend. Bild 6.5 zeigt den berechneten Verlauf des Gehaltes an gebundenem Kohlendioxid im 50 Jahre alten Bauteil. Dargestellt ist nur der Randbereich der Betonstruktur.

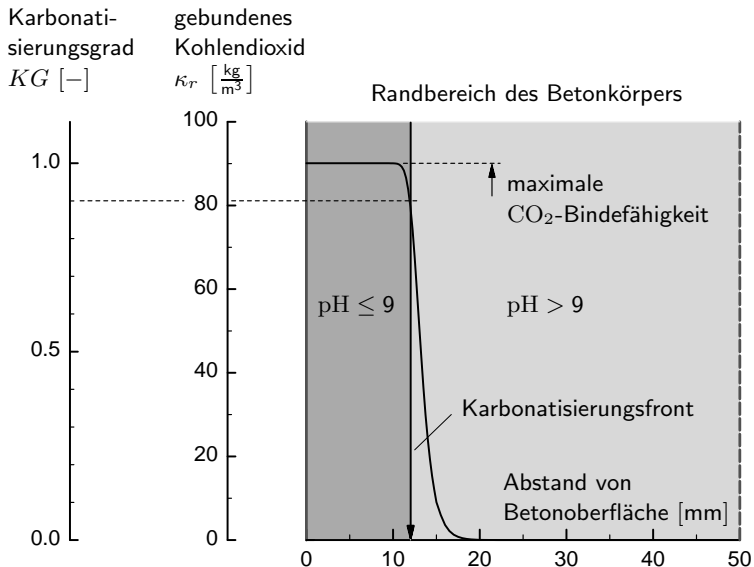


Bild 6.5: Verlauf des Gehaltes an gebundenem CO_2 und Karbonatisierungsfront

Anschauliche Beschreibungsgröße der Karbonatisierung ist der als Verhältnis des gebundenen zum maximal zu bindenden Kohlendioxides definierte Karbonatisierungsgrad. Da die chemische Reaktion des Kohlendioxides sehr viel schneller abläuft als seine Diffusion durch den Beton, bildet sich eine Karbonatisierungsfront von nur wenigen Millimetern Breite aus. Hinter der Front ist der Beton vollständig karbonatisiert, die Kohlendioxid-Bindefähigkeit des Zementsteins ist ausgeschöpft. Im Bereich vor der Front ist nahezu kein Kohlendioxid gebunden. Für die Auswertung wird die Karbonatisierungsfront idealisiert dort angenommen, wo ein Karbonatisierungsgrad von $KG = 0.9$ erreicht ist. Damit ergibt sich für die betrachtete Wand nach 50 Jahren eine Karbonatisierungstiefe von ca. 12 mm.

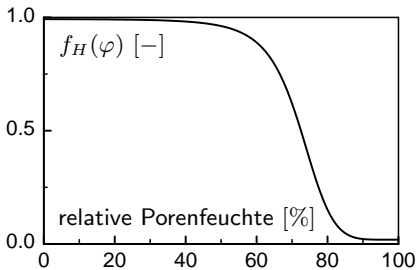


Bild 6.6: Einfluß der Feuchte auf den CO_2 -Diffusionskoeffizienten

Bei relativen Porenfeuchten von über 82% sinkt der Diffusionskoeffizient für Kohlendioxid auf unter 10% des Wertes für trockenen Beton. Bild 6.6 zeigt den Ansatz nach Gl. (2.59) für die Feuchteabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten. Die Durchfeuchtung oberflächennaher Bereiche der Betonstruktur durch Regen beeinflusst daher die zeitliche Entwicklung der Karbonatisierungstiefe entscheidend. BUNTE [9] berücksichtigt dies durch den im Anhang A angegebenen sta-

tistischen Witterungsparameter α_W . Das neu entwickelte Simulationsmodell kann den Einfluß veränderlicher Witterungsverhältnisse direkt durch die Kopplung mit dem Temperatur-Feuchte-Haushalt erfassen. Im betrachteten Beispiel wird die Witterung im Jahresverlauf durch monatlich konstante Mittelwerte der Lufttemperatur und der relativen Luftfeuchte simuliert. Die jeweiligen Werte sind MÜLLER-WESTERMEIER [42] entnommen und im Anhang B angegeben.

Bild 6.7 zeigt den Verlauf der relativen Porenfeuchte im Randbereich des vor Schlagregen geschützten Bauteils zu vier ausgewählten Zeitpunkten des fünften Jahres. 28 Tage nach der Herstellung hat der Beton eine hohe relative Porenfeuchte, deren Wert von Wasserzementwert, Zementgehalt und den Hydratationsbedingungen abhängt. Für die Simulation des Versuches wird eine relative Ausgangsporenfeuchte von $\varphi_0 = 99.4\%$ angenommen.

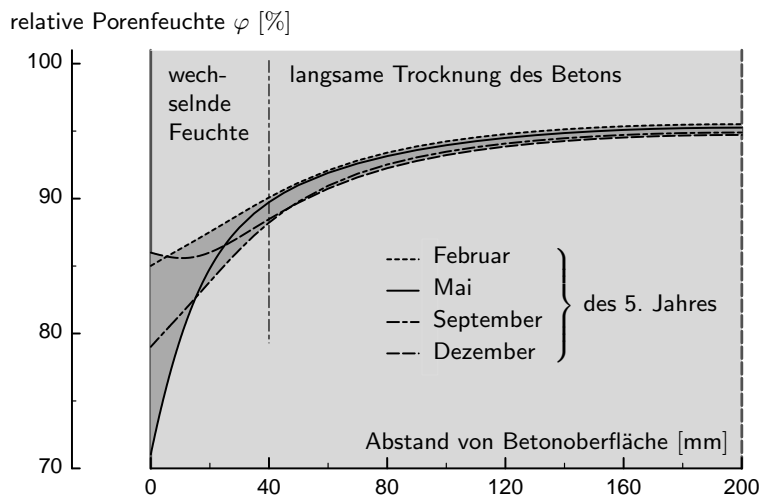


Bild 6.7: Relative Porenfeuchte im Bauteil ohne Schlagregeneinfluß

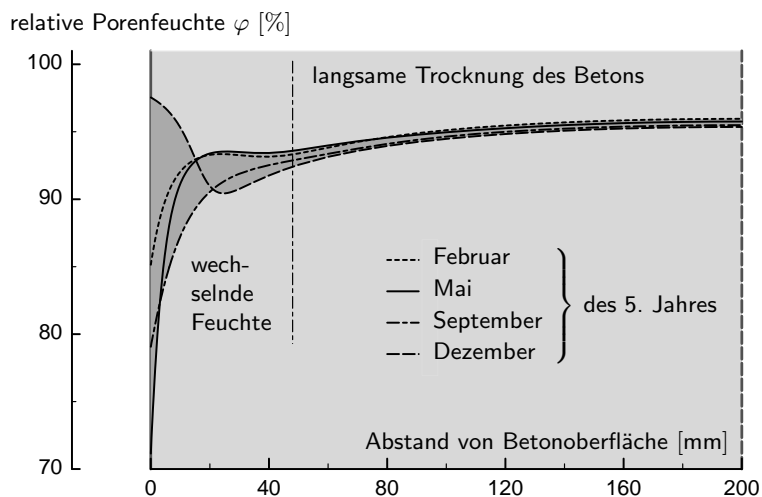


Bild 6.8: Relative Porenfeuchte im Bauteil mit Schlagregeneinfluß

Die Wechsel in der Umgebungsfeuchte beeinflussen den Randbereich der Betonstruktur nur bis in eine Tiefe von ca. 40 mm. Dort liegt die relative Porenfeuchte im 5. Jahr dauerhaft unter 90%. Sie sinkt in den äußeren 10 mm zeitweise bis unter 80%. Tiefere Bereiche bleiben von Feuchtewechseln im Jahresverlauf unbeeinflusst und trocknen langsam aus, da die mittlere Umgebungsluftfeuchte unterhalb der Ausgangsfeuchte liegt.

Im Bild 6.8 ist der Verlauf der relativen Porenfeuchte im Randbereich eines ungeschützt dem Schlagregen ausgesetzten Bauteils dargestellt. Die zyklische Durchfeuchtung der Randzone durch Schlagregen behindert die Trocknung des Betons, so daß auch nach 5 Jahren die relative Porenfeuchte ab einer Tiefe von 20 mm nicht unter 90% sinkt. Die Diffusion von Kohlendioxid ist gegenüber dem vor Schlagregen geschützten Bauteil stark behindert.

Die zeitliche Entwicklung der relativen Porenfeuchte in der vor Schlagregen geschützten Betonwand ist für zwei Punkte in unterschiedlicher Tiefe in Bild 6.9 aufgetragen.

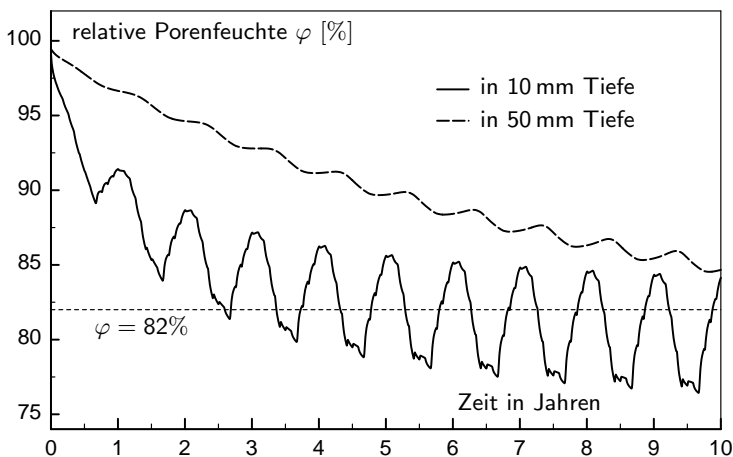


Bild 6.9: Zeitliche Entwicklung der relativen Porenfeuchte

Die Betonfeuchte gleicht sich der Umgebungsfeuchte an. Nach ausreichender Zeit stellt sich die dem mittleren Jahresdurchschnitt entsprechende relative Feuchte von $\varphi = 78\%$ ein. In 50 mm Tiefe sinkt die relative Porenfeuchte nur

langsam ab. Die Schwankungen der Umgebungsluftfeuchte wirken sich kaum aus. Während der ersten 10 Jahre liegt die relative Porenfeuchte hier noch über 85%, so daß die Diffusion von Kohlendioxid in diese Schicht und damit die Karbonatisierung noch nicht möglich ist. In 10 mm Tiefe beeinflussen dagegen Feuchtewechsel im Jahresverlauf stark die relative Porenfeuchte, die bereits im 3. Jahr zeitweise 82% unterschreitet. Nach ca. 8 Jahren ist der Beton im Jahresmittel auf die durchschnittliche Umgebungfeuchte ausgetrocknet. Während der trockenen Monate liegt die relative Porenfeuchte dauerhaft unter 82% und ermöglicht so die Karbonatisierung in dieser Tiefe. Bild 6.10 veranschaulicht den Zusammenhang zwischen Trocknungsperioden und Karbonatisierungsfortschritt. Dargestellt ist die zeitliche Entwicklung der relativen Porenfeuchte und des Karbonatisierungsgrades in 2 mm Abstand von der Betonoberfläche.

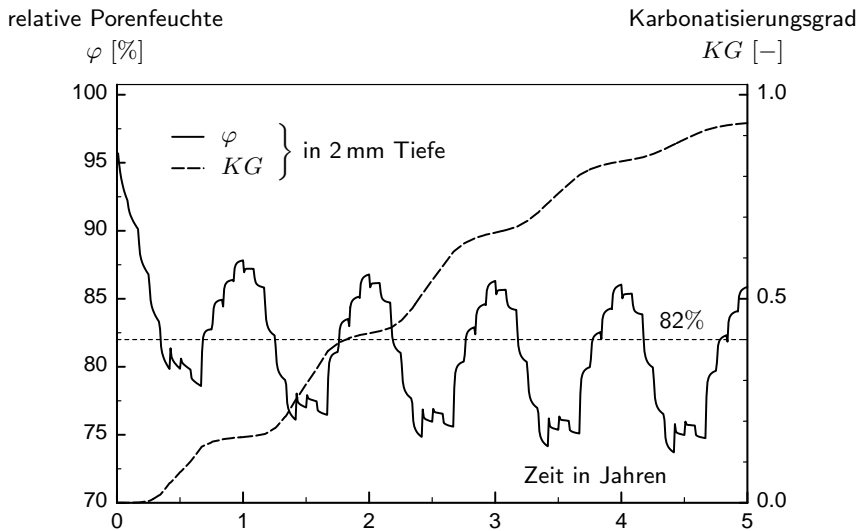


Bild 6.10: Zeitliche Entwicklung von relativer Porenfeuchte und Karbonatisierung

Nur wenn die relative Porenfeuchte unter 82% sinkt, ist ein Fortschritt der Karbonatisierung zu verzeichnen. Die maximal erreichbare Karbonatisierungstiefe eines wechselnden Witterungsbedingungen ausgesetzten Bauteils hängt daher im wesentlichen von der Dauer der Trocknungsperioden ab.

6.2.1 Versuche zur Karbonatisierung

THOMAS/MATTHEWS [58] führen Versuche zur Karbonatisierung von Betonproben unter natürlichen Umgebungsbedingungen durch. Untersucht wird der Einfluß von Flugaschebeimengung und Nachbehandlungsdauer. Für die Verifikation des entwickelten Modells der Karbonatisierung eignet sich der Versuch an PZ-Beton der Serie A1 ohne Flugaschebeimengung. Die Betonzusammensetzung und das Ergebnis der Zementanalyse sind im Anhang C angegeben. Für den Versuch werden Probekörper mit den Abmessungen $75 \times 75 \times 200$ mm hergestellt und 7 Tage unter feuchter Abdeckung bei 20°C nachbehandelt. Die Betonkörper lagern für die Karbonatisierung in zwei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen. Im Innenraumklima karbonatisiert ein Teil der Betonproben bei konstanter relativer Luftfeuchte von 65% und konstanter Temperatur von 20°C . Weitere Proben sind vor Regen geschützt dem Außenklima ausgesetzt. Die Kohlendioxidkonzentration der Umgebungsluft während des Versuches ist nicht angegeben. Nach 90 Tagen, einem Jahr, zwei und vier Jahren wird die Karbonatisierungstiefe nach Spalten der Proben durch Aufsprühen von Phenolphthalein an drei Punkten jeder Seite der quadratischen Querschnittsscheibe bestimmt. Die 12 Meßwerte werden gemittelt.

Durch die Geometrie der Probekörper bedingt, ist die numerische Simulation der Karbonatisierung mit einem eindimensionalen Modell ausreichend, wobei unter Ausnutzung der Symmetrie nur 37.5 mm betrachtet werden. Die Modellparameter sind aus dem Einführungsbeispiel von Abschnitt 6.2 übernommen. Nach BUNTE [9] beträgt der O_2 -Diffusionskoeffizient des Betons $D_{\text{O}} = 1.36 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$. Die atmosphärische CO_2 -Konzentration wird mit $\bar{\kappa}_\infty = 12 \cdot 10^{-4} \text{ kg}/\text{m}^3$ abgeschätzt. Bild 6.11 stellt den berechneten zeitlichen Entwicklungen der Karbonatisierungstiefe die experimentell gemessenen Werte gegenüber.

Die Berechnungsergebnisse für den Versuch im Innenraumklima stimmen im gesamten Betrachtungszeitraum sehr gut mit den gemessenen Karbonatisierungstiefen überein. Abweichungen zeigen sich ab dem zweiten Jahr für die Berechnung der Karbonatisierung im Außenklima, was in der Unsicherheit der angesetzten Klimadaten begründet ist. THOMAS/MATTHEWS [58] machen keine Angaben zu den Witterungsbedingungen, denen die im Außenklima gelagerten Proben ausgesetzt sind. Daher beruht die Simulation des Außenklimas auf statistischen Witterungsdaten nach Anhang B aus MÜLLER-WESTERMEIER [42]. Die zeitliche Entwicklung der Karbonatisierung wird, wie im einführenden Beispiel von Abschnitt 6.2 gezeigt, stark von den Witterungsbedingungen beeinflusst. Im Versuch sind die ausgelager-

ten Proben den gemessenen Karbonatisierungstiefen zufolge länger hohen relativen Umgebungsluftfeuchten ausgesetzt, als in der Vergleichsrechnung angenommen. Während des ersten Jahres wirkt sich dies nicht auf die erreichte Karbonatisierungstiefe aus, da die Trocknungsperioden lang genug sind, um die oberflächennahen Bereiche des Betons bis in die entsprechende Tiefe trocknen zu lassen. Erst im zweiten Jahr beginnt die Behinderung des Karbonatisierungsfortschrittes durch zu kurze Trocknungsperioden.

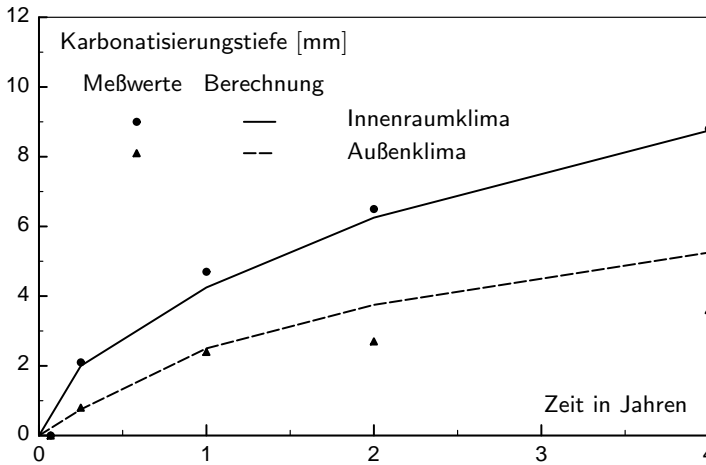


Bild 6.11: Karbonatisierungstiefen: Vergleich eigener Berechnungen mit [58]

THOMAS/MATTHEWS variieren im Versuch die Nachbehandlungsdauer der untersuchten Betonkörper. Von jeder Serie wird jeweils ein Probekörper 1, 7 und 28 Tage unter feuchter Abdeckung nachbehandelt. Die Dauer der Nachbehandlung hat starken Einfluß auf die Porenstruktur und damit auf die Durchlässigkeit des Betons. Nach BUNTE [9] sind die Vorhersagewerte des O_2 -Diffusionskoeffizienten für die verschiedenen Nachbehandlungsdauern t_{NB} des Versuches

$$\begin{aligned}
 t_{NB} = 1 \text{ Tag} & \quad D_O = 5.00 \cdot 10^{-4} \frac{\text{m}^2}{\text{h}} \\
 t_{NB} = 7 \text{ Tage} & \quad D_O = 1.36 \cdot 10^{-4} \frac{\text{m}^2}{\text{h}} \\
 t_{NB} = 28 \text{ Tage} & \quad D_O = 0.30 \cdot 10^{-4} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}.
 \end{aligned}$$

Bild 6.12 stellt dem für Lagerung im Innenraumklima berechneten zeitlichen Verlauf der Karbonatisierung die im Versuch ermittelten Karbonatisierungstiefen gegenüber. Die für Nachbehandlungsauern von 7 und 28 Tagen berechneten zeitlichen Verläufe der Karbonatisierungstiefe zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten.

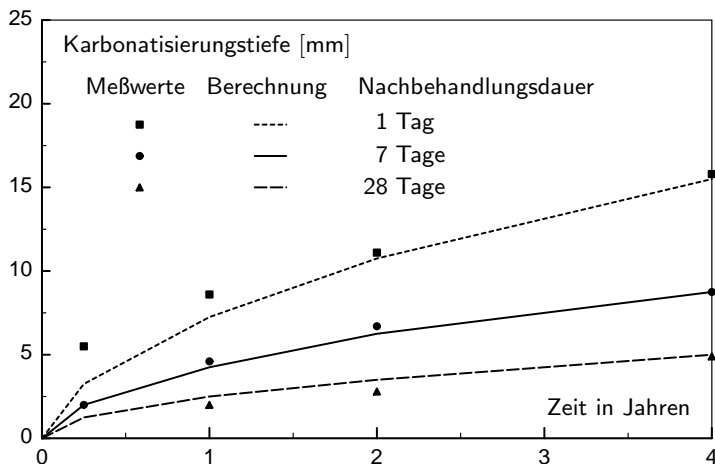


Bild 6.12: Karbonatisierungstiefen: Vergleich eigener Berechnungen mit [58]

Für den nur einen Tag nachbehandelten Beton unterschätzt die Simulation den Karbonatisierungsfortschritt im ersten Jahr. In THOMAS/MATTHEWS [58] ist keine Bestimmung von Transport- und Speicherparametern des im Versuch verwendeten Betons dokumentiert. Daher geht die Vergleichsberechnung von identischen Modellparametern des Temperatur-Feuchte-Haushaltes für alle drei Betonproben aus. Der Karbonatisierungsversuch im Innenraumklima beginnt direkt im Anschluß an die Nachbehandlung. Aus dem relativ hohen Wasserzementwert von $w/z = 0.63$ folgt, daß der Beton zu Versuchsbeginn noch eine sehr hohe relative Porenfeuchte aufweist. Die Randbereiche des Betonkörpers müssen in der relativen Umgebungsluftfeuchte von 65% erst auf $\varphi < 82\%$ trocknen, bevor sie karbonatisieren können. Der Ansatz identischer Feuchtetransportkoeffizienten für alle drei Betonproben unterschätzt die Trocknungsgeschwindigkeit des nur einen Tag nachbehan-

delten Betons. Die im Einführungsbeispiel von Abschnitt 6.2 dargestellte Abhängigkeit der Karbonatisierung vom Feuchtehaushalt erklärt die Unterschätzung des Karbonatisierungsfortschritts in den ersten Monaten.

6.2.2 Karbonatisierungstiefen alter Bausubstanz

Die Karbonatisierung von Beton ist unter atmosphärischen Bedingungen im allgemeinen ein sehr langsamer Prozeß. An bestehender Bausubstanz gemessene Karbonatisierungstiefen weisen, bedingt durch Inhomogenitäten des Materials und der Einwirkungen, sehr hohe Streuungen auf. Entscheidende Einflußgrößen wie Witterungsbedingungen sind nur selten ausreichend genau erfaßt. Umfangreiche Untersuchungen von Proben aus alten Betonbauten veröffentlicht der DEUTSCHE AUSSCHUSS FÜR STAHLBETON in [15]. Neben der ermittelten Karbonatisierungstiefe und dem Alter des Bauteils sind die atmosphärischen Bedingungen an der Stelle der Probenentnahme tabelliert. Dabei werden drei Kategorien unterschieden: Innenraumklima, Außenklima ohne Schlagregen und Außenklima mit Schlagregen.

Für die Vergleichsrechnung wird das Beispiel der 40 cm dicken Betonwand aus Abschnitt 6.2 verwendet. Zusammengefaßt gelten dafür die folgenden Daten:

Material	PZ-Beton nach HUNDT [22] Zementzusammensetzung Betonzusammensetzung Modellparameter nach Abschnitt 6.1 O ₂ -Diffusionskoeffizient nach BUNTE [9]: $D_O = 1.55 \cdot 10^{-4} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	} nach Anhang C
Witterung	atmosphärische CO ₂ -Konzentration: $\bar{\kappa}_\infty = 5.4 \cdot 10^{-4} \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ Lufttemperatur relative Luftfeuchte	} nach Anhang B

Bild 6.13 stellt den gemessenen Karbonatisierungstiefen die mit dem neu entwickelten Simulationsmodell berechnete zeitliche Entwicklung der Karbonatisierungstiefe für Außenbauteile mit und ohne Schlagregeneinfluß gegenüber. Dargestellt sind nur Meßwerte von Außenbauteilen mit Schlagregeneinfluß.

Über 75% der gemessenen Karbonatisierungstiefen liegen im Bereich und unterhalb der mit durchschnittlichen Witterungsdaten für Schlagregen prognostizierten

Karbonatisierungstiefe [mm]

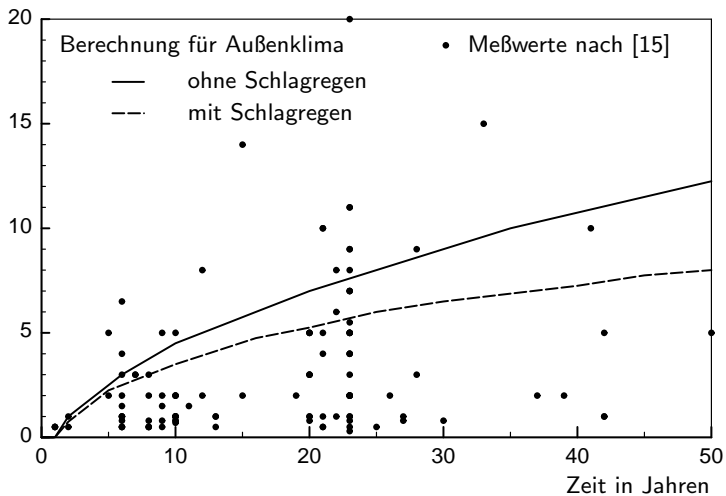


Bild 6.13: Karbonatisierungstiefen: Vergleich eigener Berechnungen mit [15]

stizierten Tiefe. Die mit dem entwickelten Modell berechnete zeitliche Entwicklung der Karbonatisierung ist eine brauchbare qualitative Abschätzung der maximalen Karbonatisierungstiefe.

6.3 Transport und Bindung von Chlorid

Versuche zum Chloridtransport werden überwiegend an Zementsteinproben durchgeführt. VOLKWEIN [60] und LUNK [39] bestimmen die Chloridverteilung nach konvektivem Eindringen von Chloriden. Diese Versuche eignen sich zur Verifikation des Transportmodells.

Die Differenzierung von gebundenem und freiem Chlorid ist an erhärteten Zementsteinkörpern versuchstechnisch aufwendig. Die Bindung von Chlorid wird experimentell hauptsächlich an Zementsteinsuspensionen untersucht. Dafür liegen nur wenige Meßdaten vor. Die Übertragung der Versuchsergebnisse auf Zementstein- und Betonkörper ist schwierig. Für die Verifikation der Chloridbindung ist ein Versuch von LUNK [39] geeignet, der konvektiv in Betonproben eingedrungenes Chlorid bei der Versuchsauswertung in gebundenes und freies Chlorid differenziert.

6.3.1 Versuch zum konvektiven Chloridtransport

VOLKWEIN [60] führt Versuche zur Ermittlung der Anteile aus Diffusion und Konvektion am Chloridtransport in Beton durch. Die in Versuchsreihe B, Serie 6 an Platten aus PZ-Beton gemessenen Chloridprofile werden zur Verifikation des Transportmodells für Chlorid herangezogen.

Im Anhang C sind die Zementzusammensetzung und die wesentlichen Betonparameter der untersuchten Platten von $100 \times 100 \times 40$ mm Größe angegeben. Die Platten lagern nach Herstellung 2 Tage in der abgedeckten Schalung bei 20°C und über 98% relativer Luftfeuchte und danach 2 Monate bei ca. 18°C unter Leitungswasser. Anschließend erfolgt die Konditionierung für den Versuch durch einmonatige Lagerung bei relativer Luftfeuchte von 65% und danach für 3 Monate bei 77%, wobei die Temperatur über den gesamten Zeitraum 20°C beträgt. Die Platten werden nach der Konditionierung an den Schmalseiten und einer großen Fläche mit Epoxidharz abgedichtet und in einer gesättigten NaCl-Lösung eingelagert. Nach 3 und nach 8 Monaten werden die Platten orthogonal zur Einwirkungsrichtung in 4 jeweils 10 mm dicke Teilproben zersägt, deren Gesamtchloridgehalt durch Salpetersäure-Aufschluß und Silbernitrat-Titration bestimmt wird.

Die fünfseitige Abdichtung der Probekörper läßt nur Transportprozesse in Dickenrichtung zu. Sie können durch die Berechnung mit einem eindimensionalen Modell beschrieben werden. Da die Ausgangsfeuchte der Proben in VOLKWEIN [60] nicht angegeben ist, simuliert eine gekoppelte Temperatur-Feuchte-Berechnung die Konditionierung vor Beginn des Versuches.

Bild 6.14 zeigt den Verlauf der relativen Porenfeuchte über die Plattendicke zu Versuchsbeginn. Die Temperatur beträgt im gesamten Querschnitt 20°C . VOLKWEIN [60] dokumentiert keine experimentelle Bestimmung der Transport- und Speicherparameter des im Versuch verwendeten Betons. Für die Simulation der Konditionierung und des Versuches werden sowohl die Modellparameter des Temperatur- und Feuchtehaushaltes als auch die Feuchtespeicherfunktion nach Abschnitt 6.1 angesetzt. Davon abweichende und für den

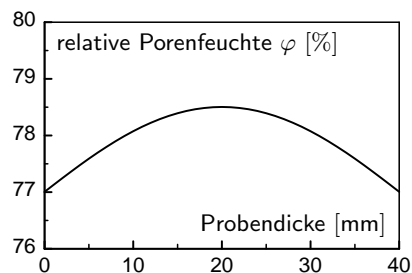


Bild 6.14: Relative Porenfeuchte

Salzhaushalt zusätzliche Parameter sind:

	Feuchtehaushalt	Salzhaushalt	
freie Oberfläche	$w_f = w_s$	$\gamma_{Lsg,s} = 33.0$	M.-%
Betonkörper	$D_{f,tr} = 5.0 \cdot 10^{-9} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	$k = 0.0425$	
	$D_{f,s} = 3.5 \cdot 10^{-7} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	$n = 0.5800$	
		$\gamma_0 = 1.4$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Der Transportkoeffizient für die Diffusion des Salzes ist mit der von OBERBECK [44] angegebenen Funktion in Abhängigkeit von der Salzkonzentration

$$D_C = 4.0 \cdot 10^{-8} - 2.2 \cdot 10^{-8} \frac{\gamma}{\rho_W w_f \gamma_{Lsg,s}} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{h}} \right].$$

Bild 6.15 stellt den nach 3 und nach 8 Monaten gemessenen Gesamtchloridgehalten die berechneten Chloridverteilungen gegenüber. Der Chloridgehalt ist in M.-% Cl⁻ bezogen auf das Zementgewicht angegeben.

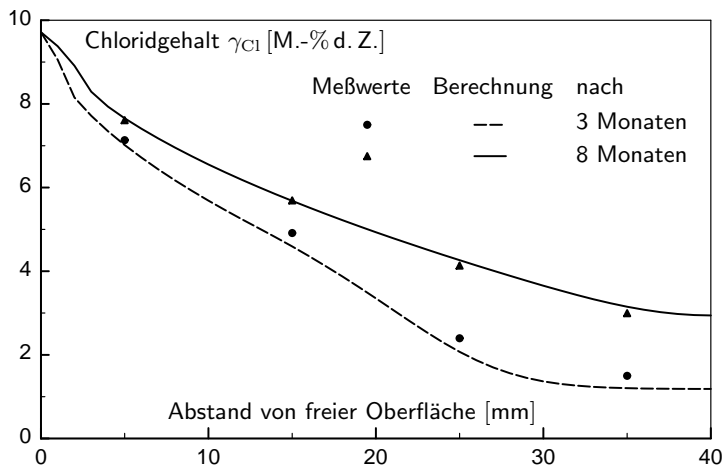


Bild 6.15: Chloridverteilung: Vergleich eigener Berechnungen mit [60]

Das Chlorid wird hauptsächlich konvektiv in die Probe eingetragen. Bild 6.16 zeigt den berechneten Verlauf der Materialfeuchte nach 3 und nach 8 Monaten. Der Verlauf des Chloridgehaltes über die Probendicke ist flacher als der Verlauf der Materialfeuchte, da ein Teil der eindringenden Chloridionen an der Porenoberfläche gebunden wird.

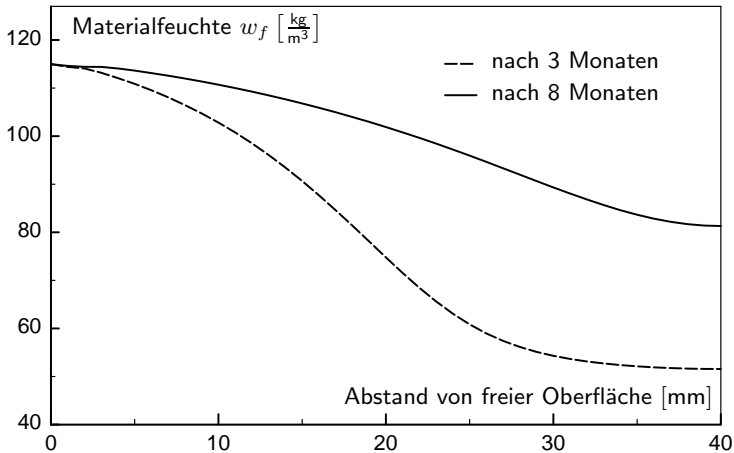


Bild 6.16: Verlauf der Materialfeuchte: eigene Berechnung

Die gekoppelte Feuchte-Schadstoff-Berechnung zeigt eine recht gute Übereinstimmung mit den Meßwerten. Das Modell beschreibt den konvektiven Transport der Salzionen mit dem eindringenden Wasser qualitativ und quantitativ richtig.

6.3.2 Versuch zur Chloridbindung

LUNK [39] führt Versuche zum kapillaren Eindringen von Wasser und Salzlösungen in Beton durch. Bei der Auswertung salzbeaufschlagter Proben wird sowohl der Gesamtchloridgehalt als auch der Gehalt freien Chlorides bestimmt. Die Zusammensetzung des verwendeten PZ-Betons und das Ergebnis der Zementanalyse sind im Anhang C angegeben. Bild 6.17 zeigt die Geometrie der Probekörper sowie die Konditionierung vor Versuchsbeginn.

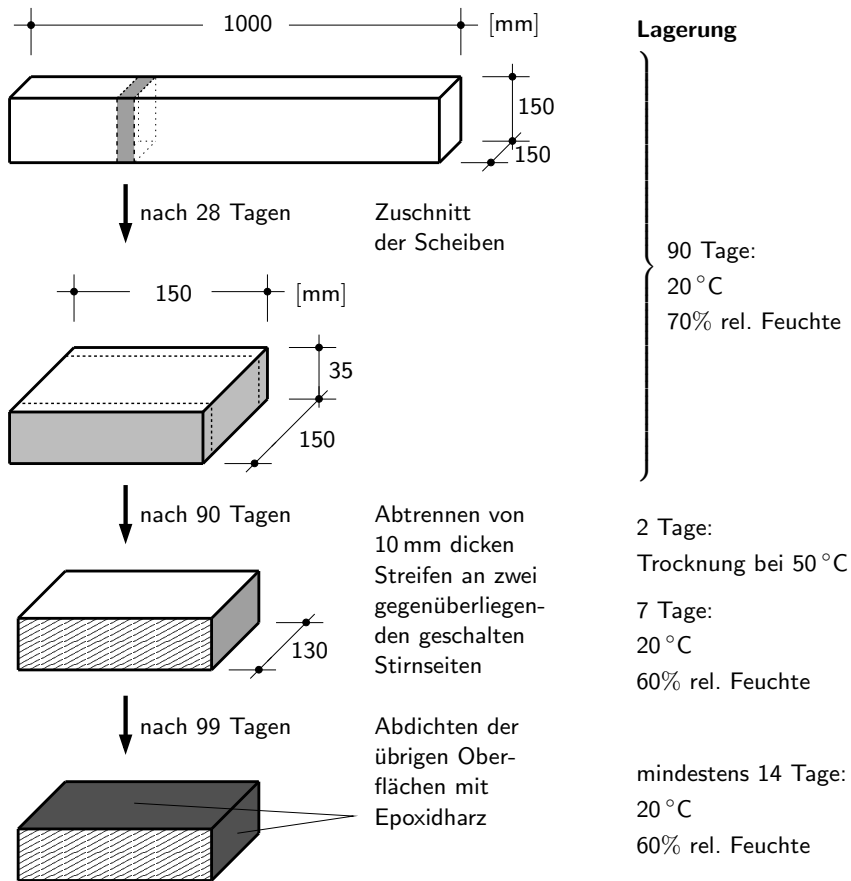


Bild 6.17: Herstellung und Geometrie der Probekörper

Im Versuch ist eine freie Stirnseite der Probe mit einer 3%igen NaCl-Lösung beaufschlagt. Nach 72 Stunden werden orthogonal zur Stirnseite jeweils 2 mm dicke Schichten abgefräst und aufgefangen. Der Gesamtchloridgehalt des aufgefangenen Materials wird durch Salpetersäureaufschluß bestimmt, der Gehalt freien Chlorides durch Direktpotentiometrie nach Extraktion mit kaltem Wasser.

Da der Ausgangsfeuchtegehalt der Probekörper in LUNK [39] nicht angegeben ist, simuliert eine gekoppelte Temperatur-Feuchte-Berechnung die Konditionierung der Probekörper vor Versuchsbeginn. Bild 6.18 zeigt den Verlauf der relativen Porenfeuchte über die Probenlänge zu Beginn des Versuches. Bis zur Abdichtung mit Epoxidharz erfolgt der Ausgleich mit den thermischen und hygrischen Umgebungsbedingungen hauptsächlich über die großen Schnittflächen der Probe, deren Dicke nur 35 mm beträgt. Anschließend treten Ausgleichsprozesse nur noch parallel zur Abdichtung über die Probenlänge von 130 mm auf. Daher ist die Berechnung mit einem eindimensionalen Modell ausreichend. Für die Simulation der Konditionierung und des Versuches werden die Modellparameter des Temperatur- und Feuchtehaushaltes sowie die Sorptionsisotherme nach Abschnitt 6.1 angesetzt. Davon abweichende und für den Salzhaushalt zusätzliche Parameter sind:

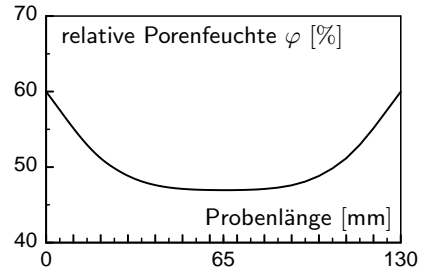


Bild 6.18: Relative Porenfeuchte

	Feuchtehaushalt	Salzhaushalt
freie Oberfläche	$w_f = w_s$	$\gamma_{Lsg} = 3.0$ M.-%
Betonkörper	$D_{f,tr} = 6.0 \cdot 10^{-9} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	$k = 0.0325$
	$D_{f,s} = 3.0 \cdot 10^{-5} \frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	$n = 0.5800$
		$\gamma_0 = 0.01 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Der Transportkoeffizient für die Diffusion des Salzes ist

$$D_C = 6.0 \cdot 10^{-7} - 4.0 \cdot 10^{-7} \frac{\gamma}{\rho_W w_f \gamma_{Lsg,s}} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{h}} \right].$$

Bild 6.19 zeigt den Vergleich der nach 72 Tagen bestimmten Chloridgehalte mit den berechneten Chloridverteilungen. Die Chloridgehalte sind in M.-% bezogen auf das Zementgewicht angegeben.

Die mit dem entwickelten Modell berechneten Verläufe von Gesamtchloridgehalt und Gehalt freien Chlorides stimmen gut mit den im Versuch gemes-

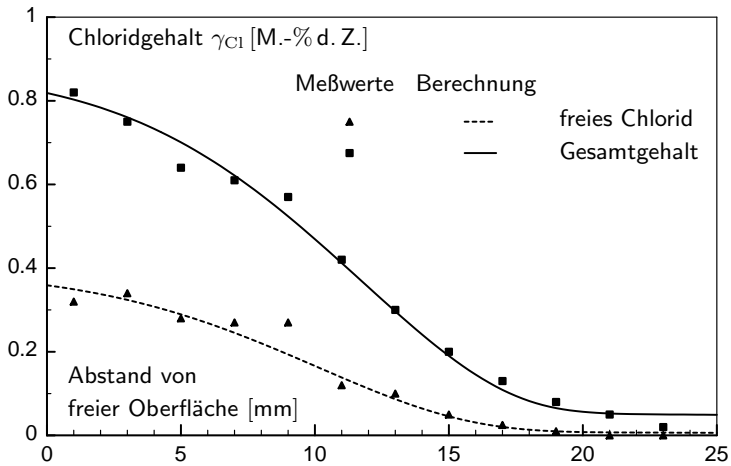


Bild 6.19: Chloridverteilung nach 72 d: Vergleich eigener Berechnungen mit [39]

senen Konzentrationen überein. Der Verlauf des Gehaltes an freiem Chlorid zeigt im Versuch eine geringfügig stärkere Frontbildung als in der Berechnung. Allerdings darf die Genauigkeit der im Versuch ermittelten Chloridgehalte nicht überbewertet werden. Eine bessere Näherung ist nur mit experimentell für den entsprechenden Beton bestimmten Modellparametern möglich. Die Vergleichsrechnung bildet sowohl den Transport als auch die Bindung von Chlorid qualitativ und quantitativ sehr gut ab.

7 Anwendungsbeispiele

Die wirklichkeitsnahe Simulation von Transport- und Reaktionsprozessen in Bauteilen ist häufig nur durch eine Berechnung mit einem mehrdimensionalen Modell möglich. Das entwickelte numerische Simulationsmodell kann mit dem verwendeten isoparametrischen Ansatzkonzept beliebig geformte, zweidimensionale Strukturen berechnen. Die folgenden Beispiele demonstrieren die Anwendbarkeit des Simulationsmodells auf reale Aufgabenstellungen.

7.1 Karbonatisierung eines schlanken Betonbauteils

Die Berechnung eines schlanken Stahlbetonbauteils veranschaulicht den in Abschnitt 6.2 gezeigten Zusammenhang zwischen den Witterungsbedingungen, denen das Bauteil ausgesetzt ist, und der Karbonatisierung. Bild 7.1 zeigt die untersuchte Geometrie sowie das für die Berechnung verwendete FE-Netz. Da die Karbonatisierung nur einen wenige Zentimeter dicken Randbereich betrifft, in dem große Konzentrationsgradienten auftreten, ist dort ein sehr dichtes Elementnetz erforderlich.

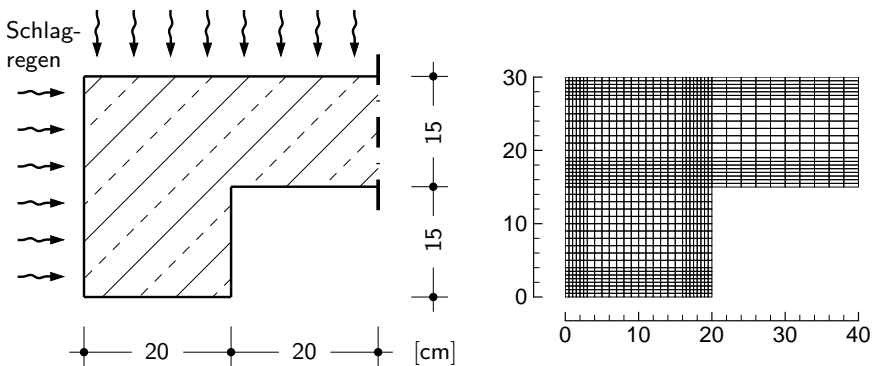


Bild 7.1: Geometrie des Bauteils und FE-Netz

Zwei Seiten des Bauteils sind dem Außenklima mit Schlagregen ausgesetzt, die übrigen Oberflächen sind vor Schlagregen geschützt. Für die Simulation des Außenklimas werden monatlich konstante Mittelwerte der Lufttemperatur und der relativen Luftfeuchte vorgegeben. Die angesetzten Witterungsdaten für den Standort Braunschweig sind im Anhang B angegeben. Das Bauwerk ist der erhöhten atmosphärischen CO_2 -Konzentration eines Industriegebietes von $\bar{\kappa}_\infty = 0.001 \text{ kg/m}^3$ ausgesetzt. Die Berechnung geht von einem Beton schlechter Qualität aus CEM I mit einem Zementgehalt von 280 kg/m^3 , einem extrem hohen Wasserkementwert von $w/z = 0.7$ und fehlender Nachbehandlung aus. Daraus folgt nach BUNTE [9] der O_2 -Diffusionskoeffizient zu $D_O = 2.39 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}$. Die Modellparameter des Temperatur- und Feuchtehaushaltes sind aus Abschnitt 6.1 übernommen.

Der Berechnungszeitraum beginnt nach Ausschalung des Betonkörpers im Januar. Die Ausgangstemperatur des Betons beträgt $\vartheta_0 = 10^\circ\text{C}$. Wegen der geringen Bauteilabmessungen sowie der hohen Wärmeleitfähigkeit des Betons gleicht sich die Temperatur im gesamten Bauteil schnell an die monatsweise konstanten Außentemperaturen an. Der Wärmestrom ist dann gleich Null. Nach der Ausschalung hat der Beton wegen des ungünstigen Wasserkementwertes eine hohe relative Porenfeuchte von $\varphi_0 = 99.4\%$. In den ersten Monaten trocknet der Beton langsam. Bild 7.2 zeigt die Verteilung der relativen Porenfeuchte im Bauteil fünf und sieben Monate nach seiner Herstellung.

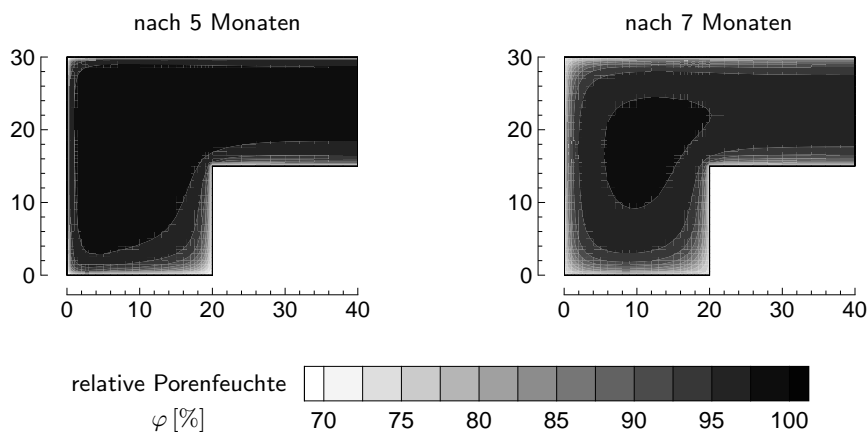


Bild 7.2: Relative Porenfeuchte des Bauteils im 1. Jahr

Bild 7.3 zeigt die Verteilung der relativen Porenfeuchte im Bauteil zu sechs Zeitpunkten des zehnten Jahres.

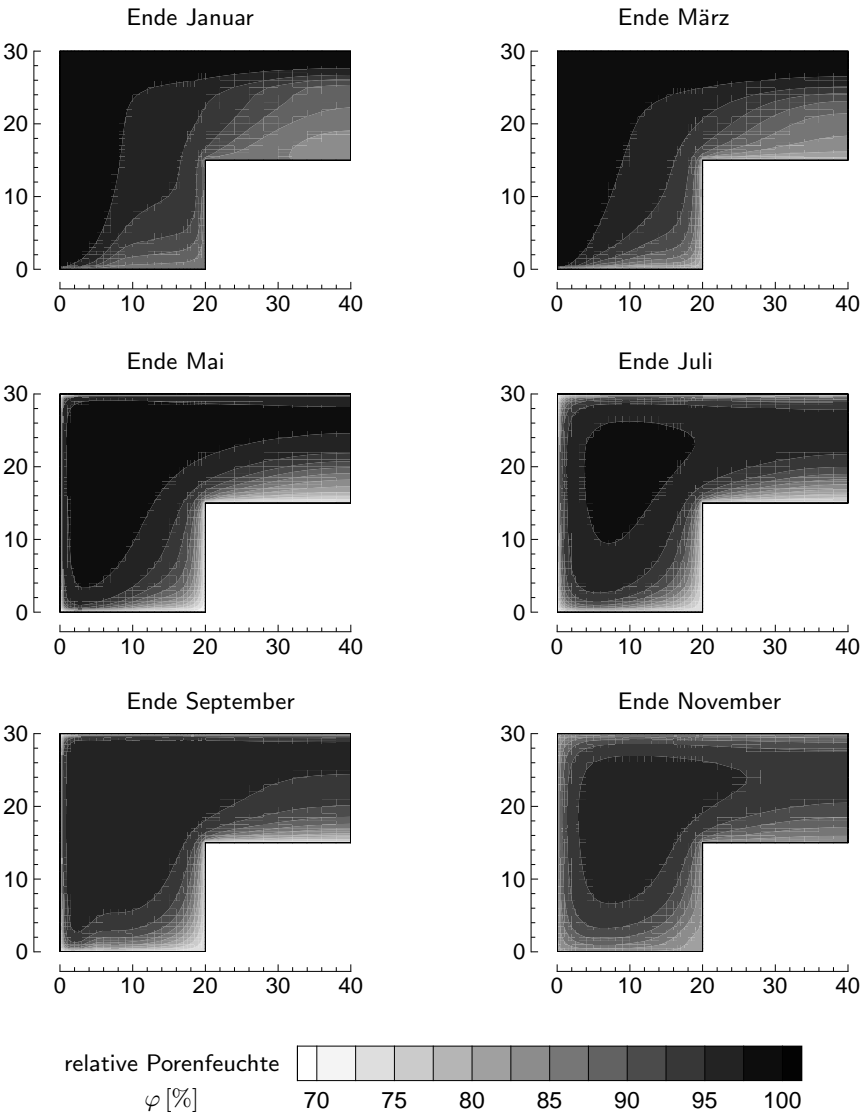


Bild 7.3: Relative Porenfeuchte des Bauteils im 10. Jahr

Der Schlagregen durchfeuchtet regelmäßig die ungeschützten Randbereiche und verhindert so die Trocknung tiefer gelegener Zonen. Die vor Regen geschützten Bereiche sind während des ganzen Jahres deutlich trockener.

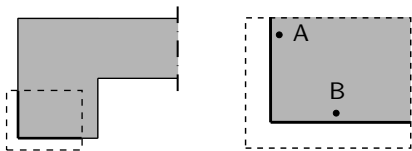


Bild 7.4: Systemausschnitt

Da nur die Randbereiche der Struktur von der Karbonatisierung betroffen sind, wird im folgenden der in Bild 7.4 dargestellte Eckausschnitt betrachtet. Die Karbonatisierungstiefen der übrigen Randzonen entsprechen denen des Eckausschnitts, da homogene Materialeigenschaften und gleichmäßige Bewitterung vorgegeben sind. Bild 7.5 zeigt den zeitlichen Verlauf der relativen Porenfeuchte

in den ersten zehn Jahren für die zwei in Bild 7.4 angegebenen Punkte: A auf der beregneten und B auf der vor Schlagregen geschützten Seite. Sie liegen jeweils 0.5 cm unter der Oberfläche des Bauteils.

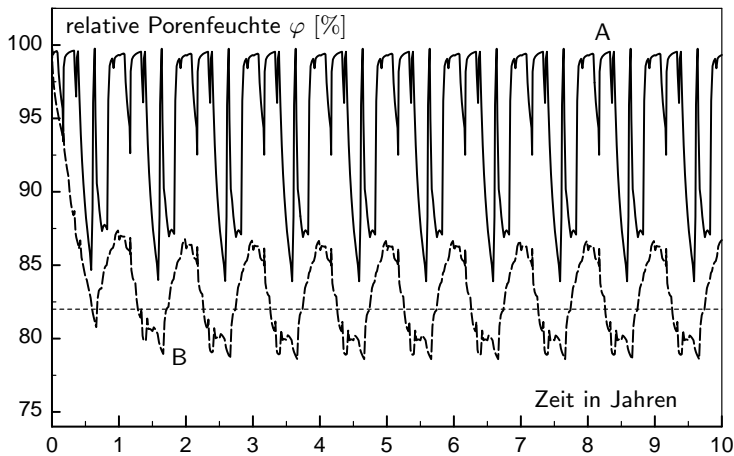


Bild 7.5: Zeitliche Entwicklung der relativen Porenfeuchte

Die relative Porenfeuchte im Punkt A ist wegen der zyklischen Beregnung

den überwiegenden Teil des Jahres sehr hoch. Nur während der regenarmen Monate sinkt die sie kurzzeitig unter 90%. Im Punkt B erreicht der Beton dagegen schnell die mittlere Umgebungsluftfeuchte. Die relative Porenfeuchte unterschreitet dort regelmäßig 82%.

Bild 7.6 zeigt den berechneten Karbonatisierungsgrad des Betons nach 50 Jahren. Nach Abschnitt 4.2 sinkt der pH-Wert des Betons erst ab, wenn das lösliche Calciumhydroxid nahezu vollständig gebunden ist. In Abschnitt 6.2 wird die Karbonatisierungsfront daher idealisiert dort angenommen, wo ein Karbonatisierungsgrad von $KG = 0.9$ erreicht ist. In Bild 7.6 sind die karbonatisierten Zonen des Betonbauteils dunkelgrau dargestellt.

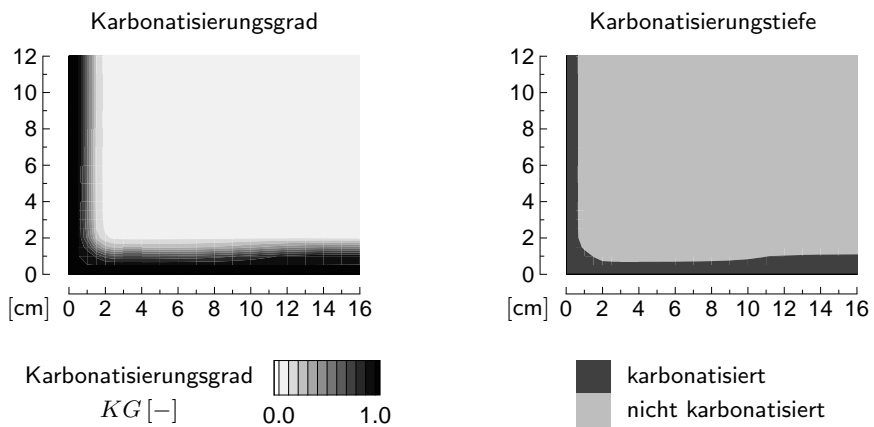


Bild 7.6: Karbonatisierungsgrad und Karbonatisierungstiefe nach 50 Jahren

Der berechnete Randbereich ist nach 50 Jahren ca. 7 mm tief karbonatisiert, während auf der geschützten Seite schon 13 mm erreicht sind. Der Vergleich mit Bild 7.3 zeigt deutlich den Einfluß der Witterung auf die Karbonatisierungstiefe. Die relative Porenfeuchte sinkt im gesamten Bauteil nicht unter 65%. Damit sind nach Bild 4.5, Abschnitt 4.2 im Bereich mit Schlagregeneinfluß nur in den äußeren 7 mm die Voraussetzungen für die Korrosion des Bewehrungsstahls gegeben. Auf der Seite ohne Schlagregen ist bis in eine Tiefe von 13 mm Stahlkorrosion möglich. DIN 1045-1 [N1] schreibt für Bauteile, zu denen die Außenluft ständigen Zugang hat, ein Mindestmaß der Betondeckung von $\min c = 2.0 \text{ cm}$ vor. Bei Einhaltung dieses Wertes ist das Bauteil auch nach 50 Jahren nicht korrosionsgefährdet.

7.2 Tausalzeinwirkung auf eine Stahlbetonwanne

Chloride gelangen entweder über Meerwasser oder als Tausalze mit dem Schmelzwasser in den Beton. Verkehrsbauwerke wie Brücken und Parkhäuser sind in besonderem Maße durch Tausalze gefährdet. Bei der Planung von Parkhäusern ist häufig der Angriff durch die von Fahrzeugen eingetragenen Tausalze unzureichend berücksichtigt. Die Auswirkung des Tausalzeintrages zeigt das Beispiel einer Stahlbetonwanne, die aus einer 30 cm dicken Sohlplatte und einer 20 cm dicken Wand besteht. Die Geometrie der betrachteten Ecksituation von 50×50 cm sowie das für die Berechnung verwendete FE-Netz sind in Bild 7.7 dargestellt.

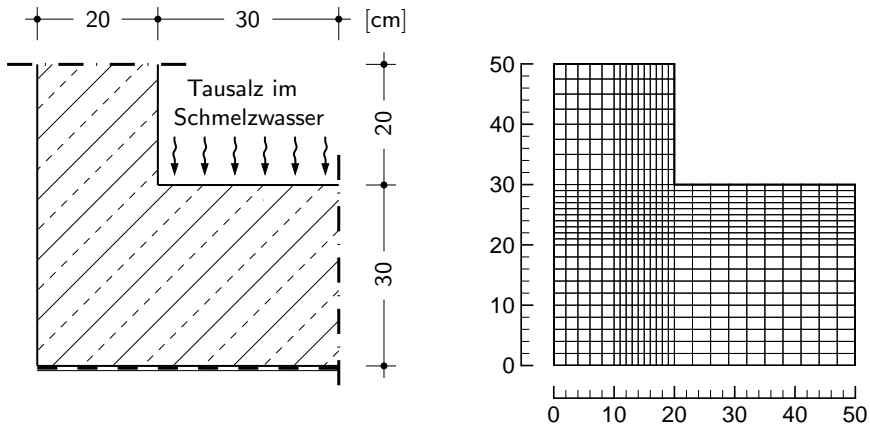


Bild 7.7: Geometrie des Bauteils und FE-Netz

Für die Berechnung wird der von HUNDT [22] untersuchte PZ-Beton angesetzt, dessen Betondaten und Zementzusammensetzung in Anhang C angegeben sind. Die gekoppelte Temperatur-Feuchte-Chlorid-Analyse berücksichtigt nicht den Einfluß der Karbonatisierung, da er wegen der regelmäßigen Durchfeuchtung der Betonstruktur vernachlässigbar gering ist. Sowohl Modellparameter des Temperatur-, Feuchte- und Salzhaushaltes als auch die Feuchtespeicherfunktion sind dem Abschnitt 6.3.1 entnommen.

Die Sohlplatte ist auf der Unterseite dampfdicht versiegelt. Die Temperatur des Bodens beträgt im gesamten Betrachtungszeitraum konstant 10°C .

Beide Seiten der Stahlbetonwand sowie die Oberseite der Sohlplatte sind dem Außenklima ausgesetzt, aber vor Schlagregen geschützt. Die für die Simulation des Außenklimas angesetzten, monatlich konstanten Werte der Lufttemperatur und der relativen Luftfeuchte sind in Anhang B angegeben. Während der Streuperiode von November bis März ist die Oberfläche der Bodenplatte zusätzlich mit tausalzhaltigem Schmelzwasser beaufschlagt. Der Berechnungszeitraum beginnt nach Fertigstellung der Konstruktion im April. Bild 7.8 zeigt die Temperaturverteilung im Bauteil Ende Juli des ersten und Ende Januar des zweiten Jahres.

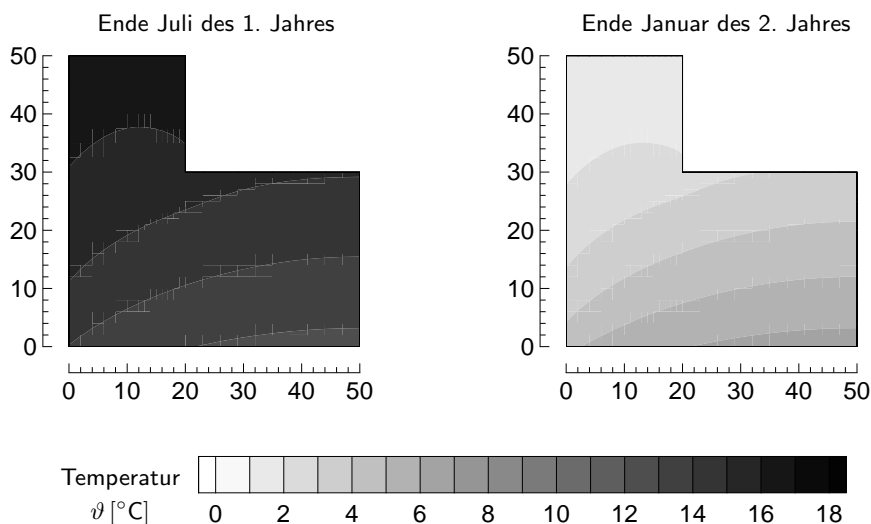


Bild 7.8: Temperatur des Bauteils

Die Temperaturverteilung erreicht wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit des Betons schnell einen stationären Zustand für die monatlich konstanten Außentemperaturen. In den Sommermonaten ist der Wärmestrom von den erwärmten Bauteiloberflächen zum Boden gerichtet, während die Außenflächen im Winter die vom Boden kommende Wärme an die Umgebung abgeben.

Die Ausgangsmaterialfeuchte beträgt nach Ausschalung $w_{f0} = 97 \text{ kg/m}^3$. Bild 7.9 zeigt die Verteilung der Materialfeuchte im Bauteil in den ersten zwölf Monaten nach dessen Herstellung.

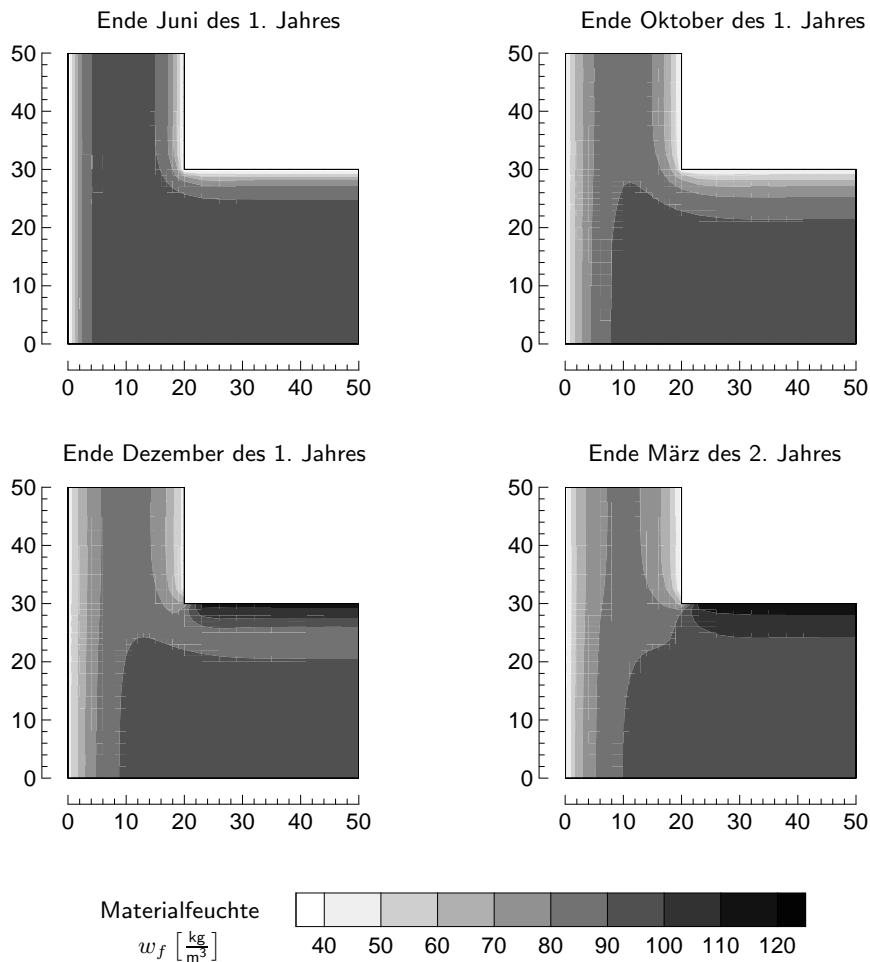


Bild 7.9: Materialfeuchte des Bauteils in den ersten zwölf Monaten

Während der ersten sieben Monate trocknet der Beton über die freien Oberflächen langsam aus, da die mittlere Umgebungsfeuchte unter der Betonfeuchte liegt. Ab November ist die Oberfläche der Sohlplatte mit tausalzhaltigem Schmelzwasser bedeckt. Nach SCHIMMELWITZ/HOFFMANN/MAULTZSCH [54] wird das in Deutschland üblicherweise

als Tausalz verwendete Natriumchlorid in einer typischen Lösungskonzentration von 4 M.-% im Schmelzwasser angenommen. Das entspricht einer Streumenge von 40 g/m^2 Salz auf eine Eisschicht von 1 mm Dicke. Nach Abschluß der Tausalzbeaufschlagung Ende März liegen im Bauteil die in Bild 7.10 dargestellten Chloridverteilungen vor. Sowohl der Gesamtchloridgehalt als auch der Gehalt freien Chlorides ist in M.-% Cl^- bezogen auf das Zementgewicht angegeben.

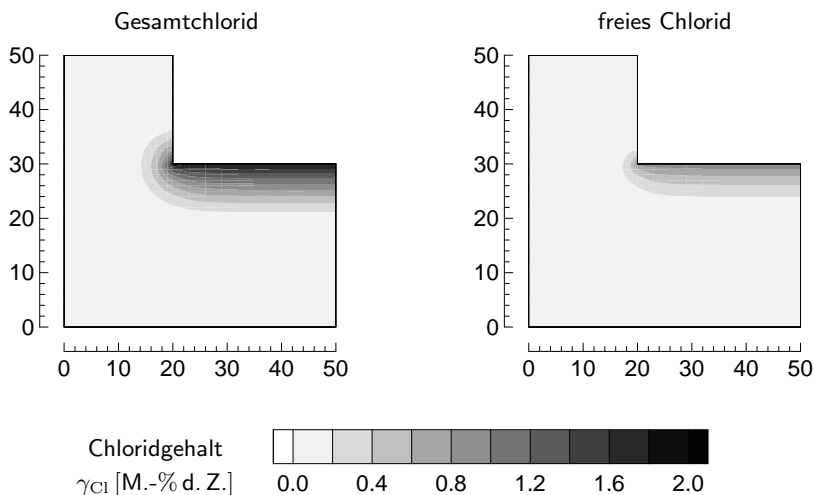


Bild 7.10: Chloridverteilung im Bauteil nach der ersten Streuperiode

Die Darstellung des Gesamtchloridgehaltes zeigt, daß das Chlorid bereits nach dem ersten Winter bis in eine Tiefe von über 8 cm vorgedrungen ist. Ein großer Teil des Chlorides ist aber sorptiv gebunden. Das freie Chlorid hat am Ende der Salzbeaufschlagung eine Tiefe von ca. 6 cm erreicht. In korrosionsgefährdender Konzentration, die nach Bild 4.5 in nicht karbonatisiertem Beton 0.25 M.-% d. Z. beträgt, liegt es bis ca. 3 cm Tiefe vor.

Bild 7.11 zeigt die Verteilung der Materialfeuchte im Bauteil im Verlauf des zweiten und dritten Jahres nach Fertigstellung. Der Beton trocknet auch im zweiten Sommer noch weiter aus. Mit Beginn der zweiten Tausalzbeaufschlagung nimmt die Sohlplatte wieder Feuchtigkeit auf, während die Wand weiter trocknet.

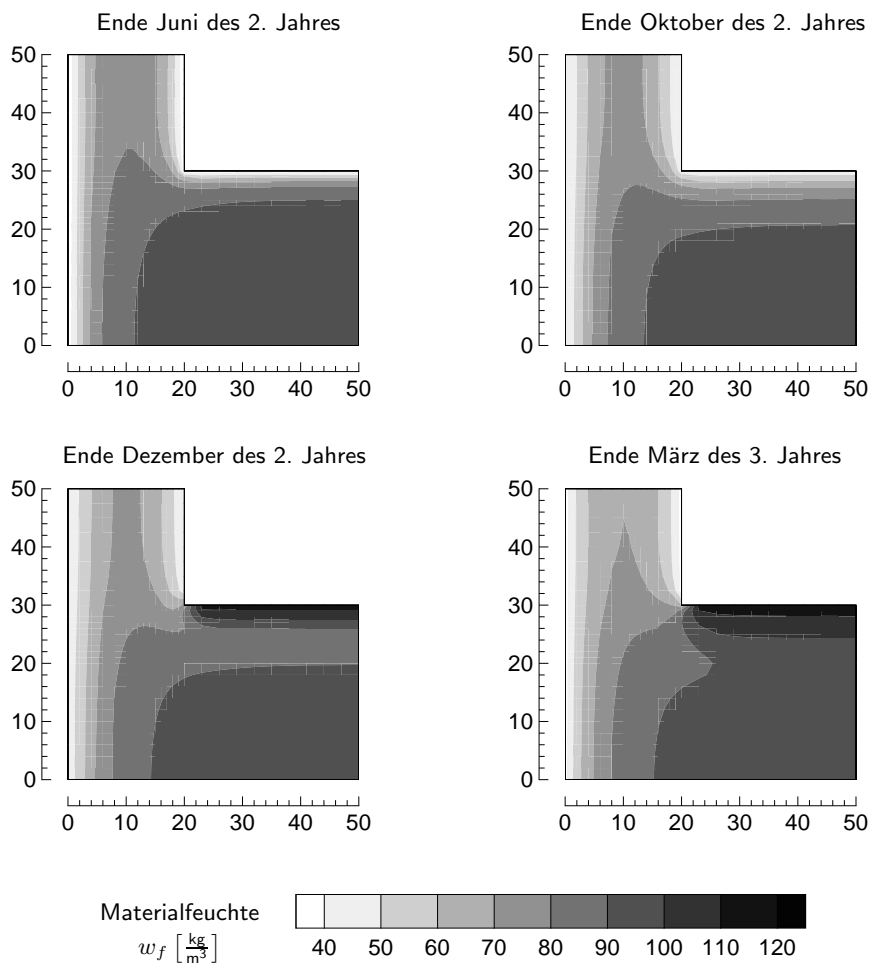
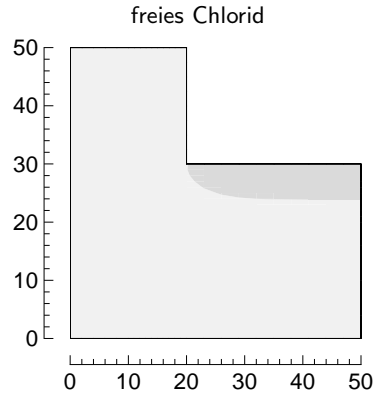
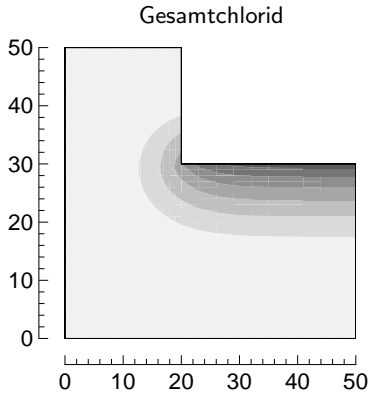


Bild 7.11: Materialfeuchte des Bauteils im zweiten und dritten Jahr

Die Chloridverteilungen vor Beginn der zweiten Streuperiode und nach Abschluß der Tausalzbeaufschlagung Ende März des dritten Jahres sind in Bild 7.12 dargestellt.

vor Beginn der zweiten Streuperiode Ende Oktober des 2. Jahres



nach Abschluß der zweiten Streuperiode Ende März des 3. Jahres

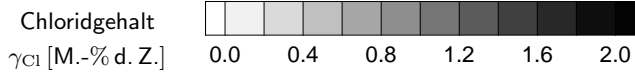
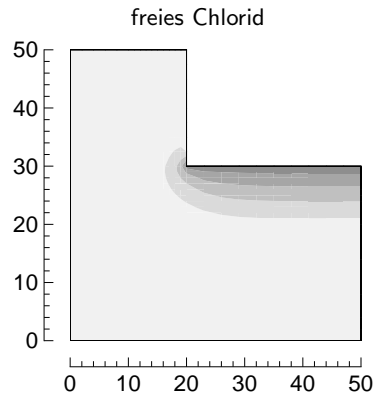
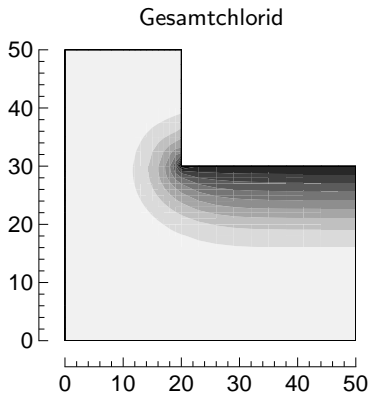


Bild 7.12: Chloridverteilung im Bauteil

Nach Ende der ersten Tausalzbeaufschlagung findet ein Konzentrationsaus-

gleich in der Chloridverteilung statt. Das eingedrungene Chlorid verteilt sich sowohl durch Diffusion als auch durch Konvektion mit dem im Porenraum vorhandenen Wasser weiter und dringt dabei tiefer in die Struktur ein. Freies Chlorid ist damit zwar bis in eine Tiefe von 6 cm vorhanden, aber seine Konzentration liegt unterhalb des korrosionsgefährdenden Grenzwertes. Mit Beginn der zweiten Streuperiode steigt die Chloridkonzentration stark an. Freies Chlorid liegt am Ende der Beaufschlagungsperiode im März bis in 6 cm Tiefe in korrosionsgefährdender Konzentration vor. Im Bereich der Chloridbelastung liegt die relative Porenfeuchte deutlich über dem in Bild 4.5, Abschnitt 4.2 angegebenen Grenzwert von 50%. Damit besteht in einem 6 cm tiefen Randbereich Korrosionsgefahr. Nach Abschluß der Streuperiode nimmt der Gehalt freien Chlorides durch den Konzentrationsausgleich wieder ab.

DIN 1045-1 [N1] schreibt für Bauteile unter besonders korrosionsfördernden Einflüssen ein Mindestmaß der Betondeckung von $\min c = 4.0$ cm vor. Selbst bei Einhaltung der vorgeschriebenen Betondeckung besteht bereits im zweiten Jahr nach Herstellung des Bauteils zumindest zeitweise Korrosionsgefahr. Für die Berechnung wird der von HUNDT [22] 1975 untersuchte Beton angesetzt, da seine Materialparameter umfassend experimentell bestimmt wurden. Dieser Beton hat keinen hohem Widerstand gegen Tausalzbeaufschlagung, was die extreme Eindringtiefe des Chlorides erklärt. Inzwischen hat die Betontechnologie wesentliche Fortschritte gemacht, so daß Betone mit höherem Widerstand gegen Tausalzbeaufschlagung zur Verfügung stehen.

8 Zusammenfassung

Stahlbeton ist bei Verwendung geeigneter Materialien und konstruktiv richtiger Durchbildung der Bauteile ein dauerhafter Baustoff. Auftretende Schäden sind häufig auf die unzureichende Berücksichtigung von Umwelteinflüssen in der Planung des Stahlbetonbauwerkes zurückzuführen. Überwiegende Schadensursache ist die Korrosion der im Beton liegenden Bewehrungsstähle, die im wesentlichen durch die Karbonatisierung des Betons oder eindringende Chloride hervorgerufen wird. Mit dem entwickelten numerischen Modell ist die räumliche und zeitliche Verteilung der für die Stahlkorrosion entscheidenden Einflußgrößen im Beton berechenbar. Die Kenntnis dieser Verteilung ermöglicht eine Bewertung der Korrosionsgefährdung des im Beton liegenden Bewehrungsstahls.

Beton ist ein poröser Verbundwerkstoff aus mineralischem Zuschlag und Zementstein, der den Zuschlag zu einer dauerhaften Struktur verbindet. Die Porosität des Betons erlaubt den Transport und die Speicherung von Feuchte und Schadstoffen. Der Bewehrungsstahl ist in einem normgerecht hergestellten Beton im allgemeinen dauerhaft gegen Korrosion geschützt, sofern die konstruktiven Grundregeln beachtet werden. Der Korrosionsschutz beruht auf der starken Basizität der Porenwasserlösung, die auf der Stahloberfläche die Bildung einer Passivschicht verursacht. Erst wenn korrosionsschützende Eigenschaften des Betons zerstört werden oder die Konzentrationen korrosionsfördernder Schadstoffe bestimmte Grenzwerte überschreiten, korrodiert der Stahl. Wichtige Schadstoffe, die den Stahl im Beton gefährden, sind Chloride und Kohlendioxid. Während im Porenwasser gelöste Chloridionen den Stahl direkt angreifen, führt Kohlendioxid durch die chemische Reaktion mit dem Zementstein zu einer Verringerung der Basizität des Porenwassers. Die Korrosionsgefährdung des Stahls ist durch die räumliche und zeitliche Verteilung der für die Korrosion entscheidenden Einflußgrößen Temperatur, Feuchte und Schadstoffbelastung bestimmt. Als Bewertungskriterien für die Korrosionsgefährdung sind der Literatur entnommene Grenzwerte tabellarisch zusammengestellt.

Schadstoffe dringen entweder über Diffusion durch den luft- oder flüssig-

keitsgefüllten Porenraum oder über Konvektion mit im Porenraum transportierten Phasen in den Beton ein. Kohlendioxid diffundiert im wesentlichen gasförmig, Salze werden in gelöster Form transportiert. Thermische Prozesse beeinflussen den Flüssigkeitstransport und damit auch den konvektiven Schadstofftransport.

Im numerischen Modell beschreiben Bilanzgleichungen und Leitgesetze den Transport und die Speicherung von Wärme, Feuchte und Schadstoffen. Die an experimentelle Meßdaten angepaßte mathematische Formulierung der Feuchtespeicherfunktion beschreibt die Feuchtespeichereigenschaften des porösen Stoffes vollständig. Der Einfluß einer Salzbelastung des porösen Stoffes auf die Feuchtespeicherfunktion wird mit dem Gesetz von *RAOULT* erfaßt. Die Kopplung der Bilanzgleichungen berücksichtigt Wechselwirkungen zwischen den verschiedenen Transport- und Speicherprozessen.

Eindringende Schadstoffe können sich im Porenraum anlagern und unter Umständen mit dem Zementstein chemisch reagieren. Die an experimentelle Daten angepaßte *FREUNDLICH*-Isotherme beschreibt die als Sorption zusammengefaßte chemische und physikalische Bindung von Chloridionen an der Porenoberfläche. Die Entwicklungsgleichung der Reaktion des Kohlendioxids folgt aus dem *ARRHENIUS*-Ansatz für die Reaktionsgeschwindigkeit.

Die Differentialgleichungen des Modells beschreiben eine Rand-Anfangswert-Aufgabe. Für die numerische Lösung ist das nichtlineare Differentialgleichungssystem konsistent linearisiert und in eine Finite-Element-Formulierung überführt. Das isoparametrische Ansatzkonzept erlaubt die Berechnung beliebig geformter Strukturen.

Das entwickelte numerische Modell wird an experimentellen Daten aus Versuchen zu thermisch-hygrischen Prozessen, zum konvektiven Chloridtransport, zur Chloridbindung und zur Karbonatisierung verifiziert. Vergleichsberechnungen eindimensionaler Aufgabenstellungen veranschaulichen die vom Modell erfaßten Wechselwirkungen zwischen den Transport- und Reaktionsprozessen. Die Berechnung zweidimensionaler Strukturen zeigt die Anwendungsfähigkeit des Simulationsmodells auf reale Aufgabenstellungen. Die berechnete räumliche und zeitliche Verteilung der für die Korrosion entscheidenden Einflußgrößen Temperatur, Feuchte, Chloridbelastung und Karbonatisierungsgrad ist in bezug auf die Korrosionsgefährdung des Bewehrungsstahls bewertet.

Das entwickelte Berechnungsverfahren ist ein bis zur Anwendung erprobtes numerisches Werkzeug zur Bewertung der Korrosionsgefährdung von Bewehrungsstahl in Beton. Es ermöglicht die Abschätzung der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen in der Planungsphase und kann damit zur Vermeidung von Schäden durch Stahlkorrosion beitragen.

Summary

Reinforced concrete is a durable building medium if suitable materials are used and the construction units are adequately designed. Damage is mainly due to insufficient consideration of environmental effects during planning of reinforced concrete structures. Corrosion of embedded steel reinforcements due to carbonation and chloride attack are the main causes of damage. The developed numerical model is able to predict the distribution in time and space of relevant state variables with respect to steel corrosion. This distribution renders possible an evaluation of the corrosion risk of steel reinforcements in the concrete.

Concrete itself is a porous compound material consisting of mineral aggregate and the cement matrix binding together the aggregate to form a durable structure. The porosity of the concrete renders possible movement and storing of moisture and pollutants. Concrete produced according to known standards generally protects steel reinforcements from corrosion if fundamental design rules are obeyed. The protection is due to the high alkalinity of the pore solution that causes passivation of the steel, i.e. the build up of an extremely thin inert layer on the steel's surface. Only when protecting properties of the concrete diminish or the concentration of aggressive pollutants with respect to the steel exceed certain thresholds is the steel subjected to corrosive reaction. Important pollutants that may cause corrosion are chlorides and carbon dioxide. Whereas chloride that is dissolved in the pore solution will attack the steel directly, chemical reactions of the carbon dioxide with the cement matrix reduces the alkalinity of the pore solution. The risk of corrosion of the steel reinforcement is thus given by the distribution in time and space of relevant state variables with respect to corrosion. This state variables are temperature, moisture and pollutant concentration. Threshold values taken from literature are given as criteria for the evaluation of the corrosion risk.

Pollutants can penetrate into the concrete directly; by diffusion through the pores, which may be filled by air or fluids; or by convection with media moving in the pores. Carbon dioxide penetrates mainly as a gas by diffusion

through the air in the pores, whereas salt dissolves in the pore liquid and penetrates by convection. Thermal processes strongly influence the movement of moisture and thus the convective transport of pollutants.

In the numerical model, the movement and retention of heat, moisture and pollutants are described by balance equations and diffusion laws. The mathematical formulation of the function of moisture in balance is verified by experimental data and faithfully represents the moisture storing properties of a porous media. The influence of salt contamination on the function of moisture in balance is taken into consideration by *RAOULT's* law. Coupling of the balance equations takes into account the interactions between the different transport and storing processes. Penetrating pollutants can accumulate in the pores and may react chemically with the cement matrix. Chemical reaction and physical adsorption of chloride on the inner surface of the pores is jointly described by *FREUNDLICH's* isotherm, which is verified by experimental data. The evolutionary equation of the reaction of carbon dioxide is derived from *ARRHENIUS's* function, that gives the reaction velocity. Coupled balance equations, diffusion laws and evolution equations form a coupled initial value and boundary value problem. The numerical solution requires consistent linearization and transformation into a Finite-Element formulation. Computation of arbitrarily-formed structures is possible by means of the isoparametric concept.

Experimental data provided by tests on thermo-hygical processes, convective chloride transport, chloride adsorption and carbonation is used to verify the developed numerical model. One-dimensional analysis shows the ability of the model to account for interactions between transport and reaction processes. The analysis of two-dimensional structures demonstrates the applicability of the model to real problems. The distribution in time and space of the relevant state variables with respect to corrosion, that is given by the numerical analysis is evaluated with regard to the corrosion risk of the steel reinforcements.

The developed numerical method is a thoroughly tested tool to evaluate the corrosion risk of steel reinforcements in concrete. It renders possible the rating of the durability of reinforced concrete structures during planning and thus may help avoiding damage due to steel corrosion.

Sommario

Il calcestruzzo armato è un materiale da costruzione durevole se vengono utilizzati componenti adatti ed adeguati criteri di costruzione. Eventuali danni sono spesso da ricondursi ad un'insufficiente considerazione degli influssi ambientali in fase di progettazione. La causa principale dei danni è la corrosione dell'armatura di acciaio contenuto nel calcestruzzo, corrosione provocata essenzialmente dalla carbonatazione del cemento oppure dalla penetrazione di ioni cloruri. Con il modello numerico di simulazione qui sviluppato è possibile prevedere la distribuzione temporale e spaziale dei principali fattori responsabili della corrosione dell'acciaio nel cemento. La conoscenza di questa distribuzione rende possibile la valutazione del pericolo di corrosione dell'armatura di acciaio nel calcestruzzo.

Il calcestruzzo è un materiale poroso composito costituito da inerti grossolani e da matrice di pasta cementizia che collega gli inerti, formando così una struttura resistente. La porosità del calcestruzzo consente il trasporto e l'accumulazione di umidità e di agenti dannosi. L'armatura di acciaio nel calcestruzzo preparato secondo le regole tecniche è generalmente protetta in modo duraturo dalla corrosione grazie all'ambiente fortemente basico. La basicità provoca la passivazione cioè la formazione di uno strato protettivo sulla superficie dell'acciaio che impedisce la corrosione. Solo se le proprietà anticorrosive del cemento vengono distrutte o se la concentrazione degli agenti dannosi che favoriscono la corrosione superano determinati valori limite l'acciaio si corrode. Agenti dannosi determinanti nella corrosione dell'acciaio sono i cloruri e l'anidride carbonica. Mentre i cloruri dissolti nel liquido contenuto nei pori attaccano direttamente l'acciaio, l'anidride carbonica invece attraverso la reazione chimica con la pasta cementizia provoca una diminuzione della basicità. Il pericolo di corrosione dell'acciaio è determinato dalla distribuzione temporale e spaziale dei principali fattori responsabili della corrosione che sono la temperatura, l'umidità e la concentrazione di agenti aggressivi. I criteri usati per la valutazione del pericolo di corrosione sono valori limite desunti dalla letteratura in materia ed esposti in forma di tabella.

Gli agenti dannosi penetrano nel cemento o per diffusione tra i pori vuoti o riempiti di liquido oppure per convezione con i liquidi in movimento nei pori. L'anidride carbonica si diffonde in forma gassosa, i sali invece penetrano disciolti nel liquido contenuto nei pori. Processi termici influenzano il trasporto di liquido e con questo il trasporto convettivo degli agenti aggressivi.

Nel modello numerico di simulazione le equazioni di conservazione della massa e le leggi di trasporto descrivono il trasporto e l'accumulazione del calore, dell'umidità e degli agenti dannosi. Una isoterma adattata a dati sperimentali descrive completamente l'assorbimento dell'acqua nel materiale poroso. L'influsso di una contaminazione del materiale poroso con sali sull'isoterma viene considerato dalla legge di **RAOULT**. L'accoppiamento delle equazioni di conservazione della massa rende conto delle interazioni tra i diversi processi di trasporto e di accumulazione. Agenti dannosi possono accumularsi nei pori ed eventualmente reagire chimicamente con la pasta cementizia. L'isoterma di **FREUNDLICH**, adattata a dati sperimentali, descrive l'assorbimento vale a dire la fissione fisica e chimica degli ioni cloruri sulla superficie dei pori. L'equazione di velocità della reazione chimica dell'anidride carbonica procede dalla legge di **ARRHENIUS** sulla velocità di reazione.

Le equazioni differenziali del modello rappresentano un problema ai valori iniziali ed al bordo. La soluzione numerica rende necessaria la linearizzazione del sistema di equazioni differenziali non lineari. Viene poi applicato il metodo degli elementi finiti. Il concetto di isoparametria rende possibile l'analisi di qualsiasi struttura.

Il modello di simulazione sviluppato viene controllato con dati sperimentali ricavati da esperimenti sui processi igrotermici, sul trasporto convettivo, sulla fissione degli ioni cloruri e sulla carbonatazione. Esempi monodimensionali illustrano le interazioni tra i diversi processi di trasporto e di accumulazione che vengono considerati dal modello. L'analisi di strutture bidimensionali dimostra l'applicabilità del modello a problemi reali. La prevista distribuzione temporale e spaziale dei principali fattori responsabili della corrosione e cioè temperatura, umidità, concentrazione di ioni cloruri e grado di carbonatazione viene valutata in rapporto al pericolo di corrosione dell'acciaio.

Il modello di simulazione qui sviluppato è uno strumento numerico collaudato e messo in pratica per prevedere e valutare il pericolo di corrosione dell'acciaio nel calcestruzzo. Esso rende possibile la valutazione della durevolezza di costruzioni di calcestruzzo armato in fase di progettazione e così può prevenire il deterioramento a causa della corrosione dell'armatura di acciaio.

Literaturverzeichnis

- [1] ADOLPHS, J. Thermodynamische Beschreibung der Sorption. Dissertation, Essen, 1994.
- [2] BAŽANT, Z. P. & NAJJAR, L. J. Drying of Concrete as a Nonlinear Diffusion Problem. *Cement and Concrete Research* 1, Pergamon Press (1971), 461–473.
- [3] BAŽANT, Z. P. & NAJJAR, L. J. Nonlinear Water Diffusion in Non-saturated Soil. *Matériaux et Constructions* 5, 25 (1972), 3–20.
- [4] BIER, T. A. Karbonatisierung und Realkalisierung von Zementstein und Beton. Dissertation, Karlsruhe, 1988.
- [5] BREIT, W. & SCHIESSL, W. Investigations on the Threshold Value of the Critical Chloride Content. *Fourth CANMET/ACI International Conference on Durability of Concrete Vol. I*, Sydney (1997), 363–378.
- [6] BRIEGER, L. & WITTMANN, F. H. Numerical Simulation of Carbonation of Concrete. *Material and Science Restoration Tech. Akad. Esslingen, Ostfildern* (1986).
- [7] BRODERSEN, H. A. Zur Abhängigkeit der Transportvorgänge verschiedener Ionen im Beton von Struktur und Zusammensetzung des Zementsteins. Dissertation, Aachen, 1982.
- [8] BRUNAUER, S., EMMETT, P. H. & TELLER, E. Adsorption of Gases in Multimolecular Layers. *Journ. American Chemical Society* 60, 2 (1938), 309–319.
- [9] BUNTE, D. Zum karbonatisierungsbedingten Verlust der Dauerhaftigkeit von Außenbauteilen aus Stahlbeton. Dissertation, Braunschweig, 1994.

- [10] CHILDS, E. C. & COLLIS-GEORGE, N. The permeability of porous materials. *Proc. Royal Society 201A* (1951), 392–405.
- [11] CHRISTEN, H. *Grundlagen der allgemeinen und anorganischen Chemie*, 9. Ausg. Salle+Sauerländer, 1988.
- [12] COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON (Hrsg.). *Durable Concrete Structures: Design Guide*, 2. Ausg. Bulletin d'information Nr. 183. Thomas Telford, 1992.
- [13] ENCULSCU, M. Carbonation in Mortars and Concretes with white and coloured cements. *RILEM: Int. Symposium on Carbonation of Concrete Fulmer Grange, UK* (1976).
- [14] FEHLHABER, T. & REINHARDT, H. W. Betonbau beim Umgang mit wassergefährdenden Stoffen, Teilbericht 2: Transport organischer und anorganischer Flüssigkeiten und Gase in Beton. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 416* (1991), 21–46.
- [15] FORSCHUNGSINSTITUT DER ZEMENTINDUSTRIE. Tiefe der carbonatisierten Schicht alter Betonbauten, Untersuchungen an Betonproben. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 170* (1965).
- [16] FREY, R. Neuere reaktionskinetische Erkenntnisse zum Mechanismus der Chloriddiffusion im Zementstein von Betonen. Habilitation, Stuttgart, 1990.
- [17] GABER, K. Einfluß der Porengrößenverteilung in der Mörtelmatrix auf den Transport von Wasser, Chlorid und Sauerstoff im Beton. Dissertation, Darmstadt, 1989.
- [18] GARRECHT, H. Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen mit und ohne Salzbefrachtung und rechnerische Anwendung auf Mauerwerk. Dissertation, Karlsruhe, 1992.
- [19] GERTIS, K. & KIESSL, K. Nichtisothermer Feuchtetransport in dickwandigen Betonteilen von Reaktordruckbehältern. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 280* (1977), 5–19.
- [20] GERTIS, K., KIESSL, K., WERNER, H. & WOLFSEHER, U. Hygrische Transportphänomene in Baustoffen. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 257* (1976).

- [21] GUNKEL, P. Die Bindung des Chlorids im Zementstein und die Zusammensetzung chloridhaltiger Porenlösungen. Dissertation, Dortmund, 1992.
- [22] HUNDT, J. Wärme- und Feuchtigkeitsleitung in Beton unter Einwirkung eines Temperaturgefälles. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 256* (1975).
- [23] HUNDT, J. Zur Wärme- und Feuchtigkeitsleitung in Beton. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 280* (1977).
- [24] JUNGWIRTH, D., BEYER, E. & GRÜBL, P. *Dauerhafte Betonbauwerke: Substanzerhaltung und Schadensvermeidung in Forschung und Praxis*. Beton-Verlag, Düsseldorf, 1986.
- [25] KELLER, T. Dauerhaftigkeit von Stahlbetontragwerken. Dissertation, Zürich, 1991.
- [26] KIESSL, K. Kapillarer und dampfförmiger Feuchtetransport in mehrschichtigen Bauteilen – rechnerische Erfassung und bauphysikalische Anwendung. Dissertation, Essen, 1983.
- [27] KLOPFER, H. *Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen*. Bauverlag, Wiesbaden-Berlin, 1974.
- [28] KÜNZEL, H. M. Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten. Dissertation, Stuttgart, 1994.
- [29] KÜNZEL, H. M. & KIESSL, K. Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen unter natürlichen Klimarandbedingungen. *Feuchtetag, DGZfP-Berichtsband 40* (1993), 87–99.
- [30] KRISCHER, O. *Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*. Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg, 1963.
- [31] KROPP, J. Karbonatisierung und Transportvorgänge in Zementstein. Dissertation, Karlsruhe, 1983.
- [32] KROPP, J. & HILSDORF, H. K. (Hrsg.). *Performance Criteria for Concrete Durability*. RILEM REPORT 12. E & FN SPON, 1995.
- [33] KRUS, M. Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe. Theoretische Grundlagen und neue Meßtechniken. Dissertation, Stuttgart, 1995.

- [34] KRUS, M. & KIESSL, K. Ist der Diffusionswiderstand von Baustoffen wirklich feuchteabhängig? *IBP-Mitteilung 208; Neue Forschungsergebnisse, kurz gefaßt 18*, Fraunhofer-Institut für Bauphysik, Holzkirchen (1991).
- [35] LACASSE, M. A. & VANIER, D. J. (Hrsg.). *Durability of Building Materials & Components 8: Proceedings of the Eighth International Conference on Durability of Building Materials and Components*, Bd. 1-4. NRC Research Press, Ottawa, 1999.
- [36] LAWATSCH, K.-H. & VOLKWEIN, A. Eindringen von Chloriden in Abhängigkeit von der Feuchte des Betons. *Schlußbericht zum Forschungsvorhaben des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau Az.: Bl 5-80.01* (1984), 81–20.
- [37] LUDWIG, U. Durability of Cement Mortars and Concretes. *Proceedings of the first international conference "Durability of building materials and components"*, Ottawa (1978), 269–281.
- [38] LUIKOV, A. V. *Heat and Mass Transfer in Capillary-porous Bodies*, Bd. Publ. No. 100. Pergamon Press, 1966.
- [39] LUNK, P. Kapillares Eingringen von Wasser und Salzlösungen in Beton. Dissertation, Zürich, 1997.
- [40] MENG, B. Charakterisierung der Porenstruktur im Hinblick auf die Interpretation von Feuchtetransportvorgängen. Dissertation, Aachen, 1993.
- [41] MÜLLER, H. H. Bestimmung des korrosionsaktiven Chlorids in Abhängigkeit von Zementart und W/Z-Wert. *Schlußbericht des Lehrstuhles für Massivbau zum Forschungsauftrag V235 des DAfStb*, TU München (1991).
- [42] MÜLLER-WESTERMEIER, G. *Klimadaten von Deutschland: Zeitraum 1961-1990*. Selbstverlag des Deutschen Wetterdienstes, Offenbach a. M., 1996.
- [43] NÜRNBERGER, U. & BEUL, W. *Korrosion von Betonstahl in gerissenem Beton*. Schriftenreihe Heft 82, Stuttgart. Otto-Graf-Institut, Forschungs- und Materialprüfanstalt Baden-Württemberg, 1990.

- [44] OBERBECK, N. Instationärer Wärme-Feuchte-Schadstoff-Transport in Beton, Theorie und Berechnung. Dissertation, Bericht Nr. 95-79 aus dem Institut für Statik der TU Braunschweig, 1995.
- [45] PHILAJAVAARA, S. On the main features and methods of investigation of drying and related phenomena in concrete. Dissertation, State Institute for Technical Research, Helsinki, 1965.
- [46] POURBAIX, M. *Atlas d'équilibres électrochimiques*. Gauthier-Villars & Cie., Paris, 1963.
- [47] RAUPACH, M. Zur chloridinduzierten Makroelementkorrosion von Stahl in Beton. *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton Heft 433* (1992).
- [48] REIDAT, R. *Klimadaten für Bauwesen und Technik : Niederschläge*, Bd. 12 von *Berichte des Deutschen Wetterdienstes*. Selbstverlag des Deutschen Wetterdienstes, Offenbach a. M., 1963.
- [49] ROSTÁSY, F. *Baustoffe*. Lehrbuchreihe Architektur. Verlag W. Kohlhammer, 1983.
- [50] ROSTÁSY, F. S. & BUNTE, D. Dauerhaftigkeit von Beton bei kombinierter physikalisch-chemischer Beanspruchung im Hinblick auf Verwitterungsprozesse. *Forschungsbericht des iBMB*, TU Braunschweig (1991).
- [51] ROSTÁSY, F. S. & BUNTE, D. Dauerhaftigkeitsvorhersage für Stahlbeton-Außenbauteile. *Forschungsbericht des iBMB*, TU Braunschweig (1992).
- [52] SAETTA, A. Durabilità delle strutture di calcestruzzo armato e analisi dei fenomeni di diffusione in materiali multifase. Dissertation, Università di Padova, 1992.
- [53] SCHIESSL, P. & RAUPACH, M. Einfluß der Betonzusammensetzung und der Umgebungsbedingungen auf die chloridinduzierte Korrosion von Stahl im Beton. *Beton-Informationen 4* (1990), 4–54.
- [54] SCHIMMELWITZ, P., HOFFMANN, D. & MAULTZSCH, M. Untersuchungen zur Einwirkung von Tausalzen auf Brückenbauwerke aus Stahlbeton. *Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik Heft 370* (1982).

- [55] SCHMIDT-DÖHL, F. Ein Modell zur Berechnung von kombinierten chemischen Reaktions- und Transportprozessen und seine Anwendung auf die Korrosion mineralischer Baustoffe. Dissertation, Braunschweig, 1996.
- [56] TANG, L. & NIELSSON, L. O. Chloride Binding Capacity and Binding Isotherms of OPC Pastes and Mortars. *Cement and Concrete Research* 23 (1993), 247–253.
- [57] TAYLOR, H. F. W. *Cement chemistry*, 2. Ausg. Thomas Telford, 1997.
- [58] THOMAS, M. D. A. & MATTHEWS, J. D. Carbonation of fly ash concrete. *Magazine of Concrete Research* 44, 160 (1992).
- [59] TRITTHART, J. Zur Frage des unschädlichen Chloridgehaltes von Stahlbeton und des Chlorideinflusses auf die Eigenschaften von Zement und Beton. Habilitation, Graz, 1984.
- [60] VOLKWEIN, A. Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid in Beton. Dissertation, München, 1991.
- [61] VON BREUGEL, K. Simulation of hydration and formation of structure in hardening cement-based materials. Dissertation, TU Delft, 1991.
- [62] VON SMUDA, J. & VON WOLFERSDORF, J. Ein Beitrag zur Behandlung thermischer und thermisch-hygrischer Probleme im Maschinenbau und im Bauwesen mittels der Finite-Element-Methode. Dissertation, Dresden, 1990.
- [63] WOWRA, O. Experimentelle Untersuchung der Chloridsorption an flaschenhydratisiertem Zementstein und ausgewählten Klinkerphasen in wässriger Lösung. Dissertation, Essen, 1998.

Normen

- [N1] DIN 1045-1: (Manuskript/Kurzverfahren): Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton; Teil 1: Bemessung und Konstruktion. 1998.
- [N2] DIN 1164-1: Zement; Teil 1: Zusammensetzung, Anforderungen. 1994.
- [N3] DIN 4108-4 (Vornorm): Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden; Teil 4: Wärme- und feuchtetechnische Kennwerte. 1998.
- [N4] DIN 5491: Stoffübertragung: Diffusion und Stoffübertragung; Grundbegriffe, Größen, Formelzeichen, Kenngrößen. 1970.
- [N5] DIN 51007: Thermische Analyse: Differenzthermoanalyse; Grundlagen. 1994.
- [N6] DIN 52103: Prüfung von Naturstein und Gesteinskörnungen: Bestimmung von Wasseraufnahme und Sättigungswert. 1988.
- [N7] DIN 52612-1: Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit dem Plattengerät; Teil 1: Durchführung und Auswertung. 1979.
- [N8] DIN 52612-2: Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit dem Plattengerät; Teil 2: Weiterbehandlung der Meßwerte für die Anwendung im Bauwesen. 1984.
- [N9] DIN 52615: Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit von Bau- und Dämmstoffen. 1987.
- [N10] DIN 52616: Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit dem Wärmestrommeßplatten-Gerät. 1977.

[N11] DIN 52620: Wärmeschutztechnische Prüfungen: Bestimmung des Bezugsfeuchtegehalts von Baustoffen, Ausgleichsfeuchtegehalt bei 23°C und 80% relativer Luftfeuchte. 1991.

Das DEUTSCHE INSTITUT FÜR NORMUNG verlegt im Beuth Verlag Berlin.

A Modellparameter

Die folgende Zusammenstellung enthält alle wesentlichen Materialparameter, die in das entwickelte Simulationsmodell eingehen.

Allgemeine Betonparameter

Bez.	Ein- heit	Definition	Bestimmungsmethode
z	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Zementgehalt	aus Betonzusammensetzung
ρ_B	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Trockenrohdichte des Betons	Massenermittlung nach Trocknung bei 105°C und anschließender Wasseraufnahme bei 150 bar nach DIN 52103 [N6]
ψ_B	Vol.-%	Gesamtporosität des Betons	

Materialparameter des Temperaturhaushaltes

Bez.	Ein- heit	Definition	Bestimmungsmethode
c_B	$\frac{\text{W h}}{\text{kg K}}$	Wärmekapazität trockenen Betons	Temperatur-Differenz-Thermoanalyse oder dynamische Wärmestrom-Differenz-Kalorimetrie nach DIN 51007 [N5] oder tabelliert in DIN 4108-4 [N3]
$\hat{\lambda}_{T,tr}$	$\frac{\text{W}}{\text{m K}}$	Wärmeleitkoeffizient trockenen Betons	Plattenversuch nach DIN 52612-1 [N7], DIN 52612-2 [N8] und DIN 52616 [N10]
$\hat{\lambda}_{T,s}$	$\frac{\text{W}}{\text{m K}}$	Wärmeleitkoeffizient wassergesättigten Betons	

Fortsetzung auf der folgenden Seite

Fortsetzung: Materialparameter des Temperaturhaushaltes

Bez.	Einheit	Definition	Bestimmungsmethode
α_u^T	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$	Wärmeübergangszahl	tabelliert in DIN 4108-4 [N3]
ε	—	Emissionszahl	tabelliert in ROSTÁSY [49]

Materialparameter des Feuchtehaushaltes

Bez.	Einheit	Definition	Bestimmungsmethode
w_f	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Ausgleichswassergehalt für diskrete relative Feuchten	Sorptionsmessung und Saugspannungsmessung nach DIN 52620 [N11]
w_{50}	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Wassergehalt des Betons bei $\varphi = 50\%$	aus Sorptionsisotherme
w_{kr}	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	kritischer Wassergehalt des Betons	unterbrochener Saugversuch oder tabelliert in KIESSL [26]
w_s	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Sättigungswassergehalt des Betons	Wasseraufnahme nach DIN 52103 [N6]
$D_{f,tr}$	$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	Feuchteleitparameter trockenen Betons	aus Wasseraufnahmekoeffizient und w_s oder Wassergehaltsverteilung und Massenstrom nach KIESSL [26]
$D_{f,s}$	$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	Feuchteleitparameter wassergesättigten Betons	
A	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \sqrt{\text{s}}}$	Wasseraufnahmekoeffizient	nach KÜNZEL [28] und KRUS [33]
μ	—	Diffusionswiderstandszahl trockenen Betons	nach DIN 52615 [N9] oder tabelliert in DIN 4108-4 [N3]
μ^*	—	Diffusionswiderstandszahl feuchten Betons	nach KÜNZEL [28] und KRUS [33]
$\hat{\alpha}_u^H$	$\frac{\text{m}}{\text{h}}$	Feuchteübergangszahl	nach DIN 5491 [N4]

Feuchtetransportparameter nach Kiessl

Der Transportkoeffizient für den Flüssigtransport wird stark von der Materialfeuchte beeinflusst. KIESSL [26] bildet die Abhängigkeit als Exponentialfunktion ab und fügt einen der Temperatur proportionalen Faktor hinzu. Damit ist der auf eine Referenztemperatur von 20°C bezogene Transportkoeffizient

$$\hat{\mathbf{D}}_{w_f} = \mathbf{D}_{f,tr} \exp \left[\frac{w}{w_s} \ln \frac{\mathbf{D}_{f,s}}{\mathbf{D}_{f,tr}} \right] \left(\frac{\vartheta}{40} + 0.5 \right), \quad (\text{A.1})$$

wobei $\mathbf{D}_{f,tr}$ und $\mathbf{D}_{f,s}$ die Grenzwerte des Koeffizienten für $w = 0$ bzw. $w = w_s$ sind. Für isotropes Material gilt $\mathbf{D}_{f,tr} = \mathbf{I} D_{f,tr}$ und $\mathbf{D}_{f,s} = \mathbf{I} D_{f,s}$. Die Abhängigkeit des Wasserdampftransportkoeffizienten \mathbf{D}_g von der Materialfeuchte und -struktur beschreibt KIESSL über den Strukturfaktor

$$\varepsilon_{FDP} = a \varepsilon_{FDP,s} + (1 - a) \varepsilon_P, \quad (\text{A.2})$$

der in Gl. (2.11) den Kehrwert der Diffusionswiderstandszahl μ ersetzt

$$\mathbf{q}_{H,g} = - \frac{\hat{\mathbf{D}}_g}{RT} \varepsilon_{FDP} \cdot \mathbf{grad} p. \quad (\text{A.3})$$

Damit gilt für den hygrisch bedingten Wasserdampftransportkoeffizienten in den Gln. (2.26) und (2.39)

$$\mathbf{D}_g = \frac{\hat{\mathbf{D}}_g}{RT} \varepsilon_{FDP}. \quad (\text{A.4})$$

In Gl. (A.2) verteilt die Funktion

$$a = \begin{cases} 1 - \left(\frac{w_{kr} - w_f}{w_{kr} - w_{50}} \right)^{n_1} & \text{für } w_{50} \leq w_f \leq w_{kr} \\ 1 - \left(\frac{w_f - w_{kr}}{w_s - w_{kr}} \right)^{n_2} & \text{für } w_{kr} < w_f \leq w_s \end{cases} \quad (\text{A.5})$$

den Anteil für seriellen Transport

$$\varepsilon_{FDP,s} = \psi_B \frac{P}{P - \varphi p_s} \frac{1}{1 - \frac{w_f}{\psi_B}} f_{R,s} \quad (\text{A.6})$$

und den Anteil für parallelen Transport

$$\varepsilon_P = \frac{1}{\mu} \left(1 - \frac{w_f - w_{50}}{w_{kr} - w_{50}} \chi_{w_{50}} \right) (1 - \chi_{w_{kr}}), \quad (\text{A.7})$$

wobei

$$\chi_{w_{50}} = \begin{cases} 0 & \text{für } w_f \leq w_{50} \\ 1 & \text{für } w_f > w_{50} \end{cases} \quad (\text{A.8})$$

$$\chi_{w_{kr}} = \begin{cases} 0 & \text{für } w_f \leq w_{kr} \\ 1 & \text{für } w_f > w_{kr}. \end{cases} \quad (\text{A.9})$$

Für den thermisch bedingten Feuchteleitkoeffizienten folgt nach KIESSL der Strukturfaktor

$$\varepsilon_{FDT} = a \varepsilon_{FDT,s} + (1 - a) \varepsilon_P, \quad (\text{A.10})$$

der in Gl. (2.11) den Kehrwert der Diffusionswiderstandszahl μ ersetzt. Damit gilt für den thermisch bedingten Feuchtetransportkoeffizienten in Gln. (2.38) und (2.42)

$$\mathbf{D}_g = \frac{\hat{\mathbf{D}}_g}{RT} \varepsilon_{FDT}. \quad (\text{A.11})$$

Der Anteil aus seriellm Transport am thermisch bedingten Feuchtestrom folgt zu

$$\varepsilon_{FDT,s} = \psi_B \frac{P}{P - \varphi p_s} \frac{\mathbf{grad} \vartheta_\psi}{\mathbf{grad} \vartheta} \frac{1}{1 - \frac{w_f}{\psi_B}} f_{R,s} \quad (\text{A.12})$$

mit

$$\frac{\mathbf{grad} \vartheta_\psi}{\mathbf{grad} \vartheta} = \frac{1}{1 - \xi \frac{w_f}{\psi_B}} \quad (\text{A.13})$$

$$\xi = 1 - \frac{\mathbf{grad} \vartheta_{w_f}}{\mathbf{grad} \vartheta_\psi} = \frac{1}{3} \left(1 - \frac{\lambda_\psi}{\lambda_W} \right) \quad (\text{A.14})$$

$$\lambda_\psi \cong 0.047 \exp [1.752 \cdot 10^{-4} \vartheta^2 + 3.477 \cdot 10^{-2} \vartheta]. \quad (\text{A.15})$$

Die verwendeten Parameter sind nach KIESSL

Exponenten der Verteilungsfunktion (A.5)	$\begin{cases} n_1 = 1.5 \\ n_2 = 3.0 \end{cases}$
Reduzierungsfaktor für seriellen Transportanteil	$f_{R,s} = 0.20$
Wärmeleitfähigkeit von Wasser bei 20°C	$\lambda_W = 0.6 \frac{\text{W}}{\text{m K}}.$

Feuchtetransportparameter nach Künzel

KÜNZEL [28] führt für die Beschreibung des Flüssigtransportes den Flüssigleitkoeffizienten $\hat{\mathbf{D}}_\varphi$ ein. Im Sorptionsfeuchtebereich ist

$$\hat{\mathbf{D}}_\varphi = p_s \frac{\hat{\mathbf{D}}_g}{RT} \left(\frac{1}{\mu^*(\varphi)} - \frac{1}{\mu} \right), \quad (\text{A.16})$$

wobei $\mu^*(\varphi)$ eine bei höheren Feuchten gemessene Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl ist, während μ die Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl des trockenen Betons bezeichnet. Im Kapillarwasserbereich gilt

$$\hat{\mathbf{D}}_\varphi = \mathbf{I} D_{ws} \frac{w_f}{\varphi} \quad (\text{A.17})$$

mit

$$D_{ws} = 3.8 \left(\frac{A}{w_s} \right)^2 1000 \left(\frac{w_f}{w_s} - 1 \right), \quad (\text{A.18})$$

wobei A der Wasseraufnahmekoeffizient ist.

Materialparameter des Salzhaushaltes

Bez.	Einheit	Definition	Bestimmungsmethode
a	$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	Parameter des Diffusionskoeffizienten D_C	Diffusionsversuch nach BRODERSEN [7]
b	—		
k	—	Parameter der FREUNDLICH-Isotherme	Sorptionsversuche nach WOWRA [63]
n	—		
ρ_C	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Dichte des Salzes	chemische Analyse
$\gamma_{Lsg,s}$	M.-%	Sättigungskonzentration in wässriger Lösung	
γ_{Cl}	—	Chloridgehalt des Salzes	

Materialparameter der Karbonatisierung

Bez.	Ein- heit	Definition	Bestimmungsmethode
D_O	$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	Sauerstoffdiffusions- koeffizient des Betons	Sauerstoff-Diffusionsversuch oder tabelliert in BUNTE [9]
C	M.-%	CaO-Gehalt des Zementes	chemische Analyse

Witterungsparameter nach Bunte

Der Witterungskoeffizient erfaßt die Abminderung der karbonatisierungs-
wirksamen Zeit durch den Einfluß von Regen, der direkt die Bauteilober-
fläche trifft. Nach BUNTE [9] folgt der Witterungskoeffizient mit

$$\alpha_{W,0} = \frac{m_{TRP}}{m_{TRP} + m_{NP}} \tag{A.19}$$

zu

$$\alpha_W(t_B) = \frac{\alpha_{W,0} \, D_{f,s} \, m_{TRP}}{D_{f,s} \, m_{TRP} + K_c^2 \, t_B \, \alpha_{W,0} \, p_S}, \tag{A.20}$$

wobei

$$K_c = \sqrt{\frac{2 \, D_O \, \Delta c}{\kappa_{r,\max}}}. \tag{A.21}$$

t_B bezeichnet das Alter des Betons. Das Konzentrationsgefälle freien Koh-
lendioxides im Beton kann vereinfachend mit $\Delta c = \bar{\kappa}_\infty - \kappa$ angenommen
werden. In den Ansatz eingehende statistische Witterungsparameter sind
mit den von BUNTE angesetzten Werten

Erwartungswert der Dauer einer Trockenperiode	$m_{TRP} = 55.3 \, \text{h}$
Erwartungswert der Dauer einer Niederschlagsperiode	$m_{NP} = 62.5 \, \text{h}$
Wahrscheinlichkeit eines Schlagregenereignisses	$p_S = [0, 1]$.

Die den Witterungsparametern zugrunde liegenden statistischen Daten über
Niederschläge sind REIDAT [48] entnommen.

Reaktionskonstanten nach Saetta

Die Formulierung der Karbonatisierung beinhaltet den ARRHENIUS-Ansatz für die Reaktionsgeschwindigkeit. Die von SAETTA [52] für Portlandzement empirisch ermittelten Parameter sind

Aktivierungsenergie der Reaktion	$E_0 = 2.08 \cdot 10^6 \frac{\text{N}\cdot\text{m}}{\text{kg}}$
Stoßwahrscheinlichkeit	$A = 3.6 \cdot 10^{10} \frac{1}{\text{h}}$
Faktor zur Berücksichtigung des offenen Systems	$\alpha = 3.0 \cdot 10^{-7}$.

Physikalische Konstanten

Bez.	Einheit	Definition	Wert
c_W	$\frac{\text{W}\cdot\text{h}}{\text{kg}\cdot\text{K}}$	Wärmekapazität von Wasser	1.1786
λ_W	$\frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{K}}$	Wärmeleitfähigkeit von Wasser bei 20°C (Die Temperaturabhängigkeit kann vernachlässigt werden.)	0.6
$\hat{D}_{g,0}$	$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	Wasserdampfdiffusionskoeffizient in Luft normiert auf 0°C (Der Druckeinfluß kann vernachlässigt werden.)	0.083
R	$\frac{\text{N}\cdot\text{m}}{\text{kg}\cdot\text{K}}$	universelle Gaskonstante	462.0
r	$\frac{\text{W}\cdot\text{h}}{\text{kg}}$	Verdampfungsenthalpie	681.5
σ	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2\cdot\text{K}^4}$	STEFAN/BOLTZMANN-Konstante	$5.67 \cdot 10^{-8}$
T_0	K	0°C in KELVIN	273.15

B Witterungsdaten

Klimadaten des Deutschen Wetterdienstes

Die folgenden Klimadaten der Meßstation Braunschweig-Völkenrode sind Mittelwerte der vom DEUTSCHEN WETTERDIENST im Zeitraum von 1961 bis 1990 gemessenen Daten und in MÜLLER-WESTERMEIER [42] tabelliert. Klimadaten einzelner Jahre können dem entsprechenden *Meteorologischen Jahrbuch* des DEUTSCHEN WETTERDIENSTES entnommen werden.

Monat	Tagesmittelwerte		Anzahl der Tage mit Niederschlag	
	Lufttemperatur [°C]	Relative Luftfeuchte [%]	≥ 1 mm	≥ 10 mm
Januar	0.4	85	11	1
Februar	1.0	83	8	0
März	4.0	78	10	1
April	7.9	74	10	1
Mai	12.7	71	10	1
Juni	15.8	73	10	2
Juli	17.1	74	10	2
August	17.0	73	10	2
September	13.9	79	9	1
Oktober	9.8	82	9	1
November	4.9	84	10	1
Dezember	1.7	86	11	1
Jahres- mittel	8.8	78	118	13

C Betonzusammensetzungen

Betonzusammensetzung nach Hundt [22]

Zementgehalt	301	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Zuschlaggehalt	1906	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Wasserzementwert	0.575	
Verdichtungsporen	2.2	Vol.-%
Frischbetonrohddichte	2380	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Zementanalyse: PZ 450 F

Bestandteil		[M.-%]	
			glühverlustfrei
Calciumoxid	CaO	63.39	65.08
Siliciumdioxid	SiO ₂	19.08	19.59
Aluminiumoxid	Al ₂ O ₃	5.29	5.43
Schwefeloxid	SO ₃	3.22	3.31
Eisenoxid	Fe ₂ O ₃	2.06	2.11
Magnesiumoxid	MgO	1.03	1.06
Kaliumoxid	K ₂ O	0.90	0.92
Natriumoxid	Na ₂ O	0.13	0.13
Manganoxid	Mn ₂ CO ₃	0.52	0.53
Titanoxid	TiO ₂	0.03	0.03
Chlorid	Cl ⁻	< 0.01	< 0.01
unlöslicher Rückstand		1.36	1.40
Rest (nicht bestimmt)		0.39	0.40
Glühverlust		2.59	—
Summe		100.00	100.00

Tabelle C.1: Chemische Analyse des Zementes nach [22]

Betonzusammensetzung nach Thomas/Matthews [58]

Zementgehalt	300	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Zuschlaggehalt	1870	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Wasserzementwert	0.63	
Frischbetonrohddichte	2365	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Zementanalyse: OPC

Bestandteil		[M.-%]	
			glühverlustfrei
Calciumoxid	CaO	64.51	n.b.
Siliciumdioxid	SiO ₂	20.55	
Aluminiumoxid	Al ₂ O ₃	5.07	
Schwefeloxid	SO ₃	2.53	
Eisenoxid	Fe ₂ O ₃	3.10	
Magnesiumoxid	MgO	1.53	
Kaliumoxid	K ₂ O	0.73	
Natriumoxid	Na ₂ O	0.15	
Manganoxid	Mn ₂ CO ₃	< 0.01	
Titanoxid	TiO ₂	0.26	
Chlorid	Cl ⁻	n.b.	
Rest		1.96	
Summe		100.40	

n.b.: nicht bestimmt

Tabelle C.2: Chemische Analyse des Zementes nach [58]

Betonzusammensetzung nach Volkwein [60]

Zementgehalt	357	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Zuschlaggehalt	1691	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Wasserzementwert	0.61	
Verdichtungsporen	2.5	Vol.-%
Frischbetonrohddichte	2266	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Zementanalyse: PZ 35 F

Bestandteil		[M.-%]	
			glühverlustfrei
Calciumoxid	CaO	61.8	n.b.
Siliciumdioxid	SiO ₂	18.8	
Aluminiumoxid	Al ₂ O ₃	5.8	
Schwefeloxid	SO ₃	3.3	
Eisenoxid	Fe ₂ O ₃	2.3	
Magnesiumoxid	MgO	2.5	
Kaliumoxid	K ₂ O	n.b.	
Natriumoxid	Na ₂ O	n.b.	
Manganoxid	Mn ₂ CO ₃	n.b.	
Titanoxid	TiO ₂	n.b.	
Chlorid	Cl ⁻	0.036	
unlöslicher Rückstand		1.1	
Rest (nicht bestimmt)		—	
Glühverlust		2.5	
Summe		98.1	

n.b.: nicht bestimmt

Tabelle C.3: Chemische Analyse des Zementes nach [60]

Betonzusammensetzung nach Lunk [39]

Zementgehalt	350	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Zuschlaggehalt	1887	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Wasserzementwert	0.50	
Luftporengehalt	1.6	Vol.-%
Frischbetonrohddichte	keine Angabe	

Zementanalyse: PC

Bestandteil		[M.-%]		
			glühverlustfrei	
Calciumoxid	CaO	64.0	n.b.	
Siliciumdioxid	SiO ₂	19.6		
Aluminiumoxid	Al ₂ O ₃	5.3		
Schwefeloxid	SO ₃	3.0		
Eisenoxid	Fe ₂ O ₃	2.7		
Magnesiumoxid	MgO	1.7		
Kaliumoxid	K ₂ O	}		0.7
Natriumoxid	Na ₂ O			
Manganoxid	Mn ₂ CO ₃	n.b.		
Titanoxid	TiO ₂	n.b.		
Chlorid	Cl ⁻	n.b.		
unlöslicher Rückstand		n.b.		
Rest (nicht bestimmt)		—		
Glühverlust		3.0		
Summe		100.0		

n.b.: nicht bestimmt

Tabelle C.4: Chemische Analyse des Zementes nach [39]

Berichte aus dem Institut für Statik ab 1991

(vollständige Liste siehe homepage des Instituts)

- Nr. 91-63 S. KIELBASSA: Standsicherheit der Tunnelortsbrust bei Vortrieb in wassergesättigtem Ton (1991).
- Nr. 91-64 R. MEYER: Mehraxiales Werkstoffmodell für Beton mit einheitlichem Konzept im Vor- und Nachbruchbereich (1991).
- Nr. 91-65 L. PISARSKY: Zur Berechnung nichtmonoton beanspruchter wassergesättigter Tonböden (1991).
- Nr. 91-66 I. SOLIMAN: Ebene und räumliche Spannungs- und Verformungszustände von zwei nacheinander aufgefahrenen Tunnelröhren (1991).
- Nr. 92-67 K. KREMER: Randelement-Methode für elastisch-plastische Strukturberechnungen im Grundbau und ihre Kopplung mit der Finite-Element-Methode (1992).
- Nr. 91-68 Z. HUANG: Beanspruchungen des Tunnelausbaus bei zeitabhängigem Materialverhalten von Beton und Gebirge (1991).
- Nr. 93-69 G. KRACHT: Erschließung viskoplastischer Stoffmodelle für thermomechanische Strukturanalysen (1993).
- Nr. 92-70 E.-R. TIRPITZ: Elasto-plastische Erweiterung von viskoplastischen Stoffmodellen für Metalle (1992).
- Nr. 92-71 H. BRAASCH: Ein Konzept zur Fortentwicklung und Anwendung viskoplastischer Werkstoffmodelle (1992).
- Nr. 93-72 B. HU: Berechnung des geometrisch und physikalisch nichtlinearen Verhaltens von Flächentragwerken aus Stahl unter hohen Temperaturen (1993).
- Nr. 93-73 C. ZHANG, M. SCHMIDT, G. STAUPENDAHL, U. HEEMANN: Entwicklung eines Stoffansatzes zur Beschreibung des Kompaktionsverhaltens von Salzgrus, GSF-Forschungszentrum für Umwelt und Gesundheit, Institut für Tieflagerung (1993).
- Nr. 93-74 S. MATTHIESEN: Standsicherheitsuntersuchungen für Salzbergwerke mit vertikalen Kammerabbauen (1993).
- Nr. 93-75 Mitarbeiter des Instituts: Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Heinz Duddeck zur Vollendung des 65. Lebensjahres gewidmet (1993).
- Nr. 93-76 G. TRANEL: Stabilitätsnachweis beliebiger Schalen mit dem Konzept der Störenergie (1993).

- Nr. 93-77 J. HUCKFELDT: Thermomechanik hydratisierenden Betons - Theorie, Numerik und Anwendung - (1993).
- Nr. 94-78 U. KOWALSKY: Mikrophysikalisch begründetes Werkstoffmodell zur Berechnung thermomechanisch beanspruchter Konstruktionen (1994).
- Nr. 95-79 N. OBERBECK: Instationärer Wärme-Feuchte-Schadstoff - Transport in Beton, Theorie und Berechnung (1995).
- Nr. 95-80 N. MELEKA: Nonlinear Analysis of Flat Slab Floors (1995).
- Nr. 97-81 H. FLOREN: Strukturanalysen unterirdischer Hohlräume im Salzgebirge mit hybriden Randelement- / Finite-Element-Methoden (1997).
- Nr. 96-82 T. GARTUNG: Berechnung von Asphaltstraßen mit einem einheitlichen rheologischen Konzept einschließlich Schädigung (1996).
- Nr. 97-83 T. STREILEIN: Erfassung formativer Verfestigung in viskoplastischen Stoffmodellen (1997).
- Nr. 97-84 B. GUERICKE: Geomechanische Untersuchungen zur Sicherheitsanalyse von Deponien im Salzgestein (1997).
- Nr. 97-85 U. GLABISCH: Stoffmodell für Grenzzustände im Salzgestein zur Berechnung von Gebirgshohlräumen (1997).
- Nr. 97-86 E. ELARABI: Numerical Analysis of the Swelling Soil Effects on Structures (1997).
- Nr. 98-87 I. SPOHR: Störenergie-Konzept für den elasto-plastischen Beulsicherheitsnachweis beliebig belasteter Zylinderschalen (1998).
- Nr. 99-88 C.-X. HUANG: Berechnung von Temperaturspannungen und Rißbildungen infolge Hydratation in 3D-Betonkonstruktionen (1999).
- Nr. 2000-89 H. PENSKY: Beschreibung von streuendem Materialverhalten und von Schädigung bei inelastischen Werkstoffen (2000).

Vorlesungsmanuskripte

- Nr. 73-6 SEMINAR TRAGLASTVERFAHREN: Grundlagen und Anwendungsbeispiele (2. Auflage, 1973).
- Nr. 88-50 H. AHRENS UND D. DINKLER: Finite-Element-Methoden Teil I (1994).
- Nr. 88-51 H. AHRENS UND D. DINKLER: Finite-Element-Methoden Teil II (1996).

Sonderdrucke

„Festschrift Heinz Duddeck“, zum 60. Geburtstag (1988).
Herausgeber: J. Scheer, H. Ahrens, H.-J. Bargstädt
41 Beiträge zu Statik, Numerik, Stahlbau, Stahlbetonbau,
Grundbau und Tunnelbau aus Praxis und Forschung

Phänomenologische Modelle für Werkstoffe des Bauwesens,
Hermann Ahrens zum 60. Geburtstag (1998).
Herausgeber: D. Dinkler, U. Kowalsky.

Institut für Statik, Technische Universität Braunschweig
Beethovenstraße 51, 38106 Braunschweig
Telefon 0531/391-3667, Telefax 0531/391-8116
email statik@tu-bs.de
homepage <http://www.statik.tu-bs.de>